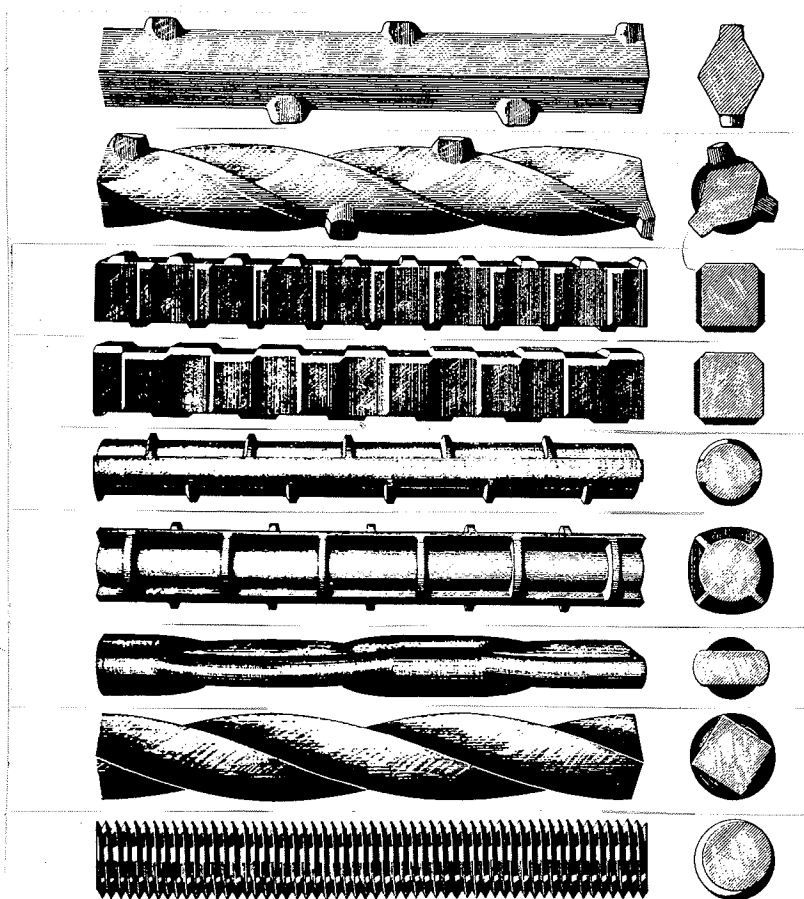


INSTITUTTET FOR HUSBYGNING

Rapport nr.

138



KRISTIAN HERTZ
**ARMERINGSSTÅLS
FORANKRING VED HØJE TEMPERATURER**

(Billedet viser ældre amerikanske armeringsstål)

Den polytekniske Læreanstalt, Danmarks tekniske Højskole

Lyngby 1980

FORORD

Denne rapport omhandler udviklingen af en prøvningsmetode til bestemmelse af vedhæftningsstyrken mellem armeringsstål og beton ved påvirkning af høje temperaturer.

Da rapporten tillige udgør tredje del af et licentiatarbejde vedrørende betonkonstruktioners brandtekniske egenskaber, er litteraturhenvisninger og sidetal af hensyn til overskueligheden heri forsynet med præfix 3.

Allerede i licentiatprojektets første fase stod det klart, at svigt i forbindelsen mellem beton og armering måtte anses for et af de alvorligste faremomenter for betonkonstruktioners stabilitet efter en brand. Lige så hurtigt blev det imidlertid erkendt, at de eksisterende prøvningsmetoder for fænomenet var helt utilstrækkelige, og at en ny metode måtte udvikles, hvis der skulle skabes klarhed over disse forhold.

Arbejdet med denne prøvningsmetode blev derfor formuleret som et delprojekt for perioden fra februar 1979 til februar 1980.

Udgifterne til materialer og udstyr til delprojektet er bevilget af NORDTEST, Fackgrupp Brand, hvorfor udtrykkes min bedste tak. Specielt takkes afdelingsingeniør Ejnar Danø, der har formidlet kontakten til NORDTEST, og lektor, civilingeniør Torben Jakobsen, som beredvilligt har varetaget projektets økonomiske styring. Endvidere rettes en tak til maskinarbejder Flemming Kondrup og Fini Nielsen for et omfattende og smukt udført arbejde i forbindelse med projektets praktiske del. Endelig takkes en lang række personer ved Instituttet for Husbygning, Laboratoriet for Bygningsmaterialer samt Afdelingen for Bærende Konstruktioner ved Danmarks tekniske Højskole, for assistance ved gennemførelsen af projektet.

Lyngby, februar 1980

INDHOLD

	Side
FORORD	2
INDHOLD	3
RESUMÉ	4
SYMBOLLISTE	5
TIDLIGERE ANALYSER AF FORANKRINGSPROBLEMET	6
Abrams	6
Efsen	10
Lutz	15
Goto	17
Lutz	19
Tepfers	20
Losberg og Olsson	26
MODEL	29
HØJE TEMPERATURER	36
Murashev	36
Harada et al.	36
Reichel	37
Sager	38
STÅLUDVIDELSE	42
PRØVEMETODENS GENERELLE FORM	45
MATERIEL TIL METODENS AFPRØVNING	48
Manchet og forme	48
Ovn og automatik	53
FORSØGSSERIENS OMFANG OG FORLØB	57
Støbning	58
Brænding	60
Prøvning	60
PRØVNINGSRESULTATERNE	63
Glat stål	63
Korrugeret stål	64
Kraft-slip-kurver	70
Plastiske betragtninger	75
Længere hærkningstid	77
Temperaturmåling	77
SAMMENFATNING	80
NORDTEST METHOD	81
APPENDIX 1	86
Elastisk to-dimensional polær betragtn.	86
APPENDIX 2	88
Forsøgsresultater	88
SUMMARY	99
LITTERATUR	100

RESUMÉ

Baseret på tidligere undersøgelser fra litteraturen er udledt en model til beskrivelse af et forankringsbrud. Specielt anses det for påvist, at forankringsbruddet kan antage to former: Enten flækningsbrud eller vedhæftningsbrud. For armeringsstænger med tilstrækkeligt tætsiddende kamme, hvis sider danner vinkler over 45° med stangaksen, kan de to brudformer anses for uafhængige, hvad der er tilfældet for nordiske korroderede stål.

Den første brudform: Flækningsbruddet, afhænger da ikke af stangens form, og kun den anden: Vedhæftningsbruddet bør undersøges ved en prøvning.

Medens flækningsbruddet dominerer statistisk i normal kold tilstand, vil vedhæftningsbruddet kunne få stor betydning, især efter en stærk varmepåvirkning, hvorfor en ny testmetode til prøvning af restvedhæftningsstyrken er udviklet.

Denne vil sammen med en flækningsbrudberegning danne grundlag for vurdering af forankringsbæreevnen.

Metoden er afprøvet på en større forsøgsserie omfattende 280 prøvelegemer med varierende stangtype, stangdimension og varierende maksimal temperatur. Den må herefter anses for velegnet til sit formål og anbefales som Nordtest-metode.

SYMBOLLISTE

A_{eff}	effektivt areal
b	breddemål
b	index for beton
C	dæklagstykkelse
c	forhold mellem vægt af hovedstål og spiral
d	dybdemål
d	stangafstand hos Tepfers
d_{max}	største korndiameter
E	elasticitetsmodul
G	glat stål
h	højdemål
K	kamstål
k	kamafstand
ℓ_b	indstøbt længde
max	index hos Tepfers for flækningsværdi
N	normaltrækkraft
Q	varmestrøm
R	arbitrær radius
r	radiær koordinat
S	index for stål
s	stanglængde hos Tepfers
T	tentorstål
t	index for tangentiel retning
u	index for brudværdi
V/C	vand-cement-tal
$\varnothing$	stangdiameter
$\varnothing_{\text{eff}}$	effektiv diameter
α	keglehældning
ΔR	diskret radiær flytning
ε	tøjning (indiceret som tilsvarende spænding)
λ	varmeledningstal
σ	spænding, positiv som træk
σ'	her: kort skrivemåde for cylindertrykstyrke
σ''	her: kort skrivemåde for trykstyrke for beton med hindret tværudvidelse
σ_A	adskillelsesbrudspænding
σ_{cu}	trækstyrke for beton
τ	udtrækningsbrudspænding
ν	Poissons forhold
φ	friktionsvinkel

TIDLIGERE ANALYSER AF FORANKRINGSPROBLEMET

Naturligvis har spørgsmålet om, hvorledes kraftoverførslen mellem armering og beton finder sted, i høj grad været aktuelt lige siden de første jernbetonkonstruktioner blev til.

Man kender til forankringsforsøg helt tilbage fra Thaddeus Hyatt 1876, men jfr. Tepfers [3-24] synes der ikke dengang at have været noget rationelt grundlag for undersøgelserne.

Abrams 1913

En omfattende serie af veltilrettelagte undersøgelser blev derimod rapporteret fra University of Illinois i 1913 (Abrams [3-01] 238 p.). Her blev målt kraft-glidnings-kurver for udtræksprøvelegemer med variation af diverse parametre samt tøjningsforhold for bjælkearmering som funktion af belastningen.

Til udtræksprøvningen anvendtes hovedsageligt en betoncylinder $\varnothing 8"$ og højde $8"$ med armeringsstangen i dennes akse, samt som oftest en bevikling af ståltråd, idet man var klar over, at kræfterne måtte stråle ud fra stangen med risiko for flækning af den omkringliggende beton til følge. Herudover forekom tillige prøvelegemer med kvadratiske og rektangulære tværsnit.

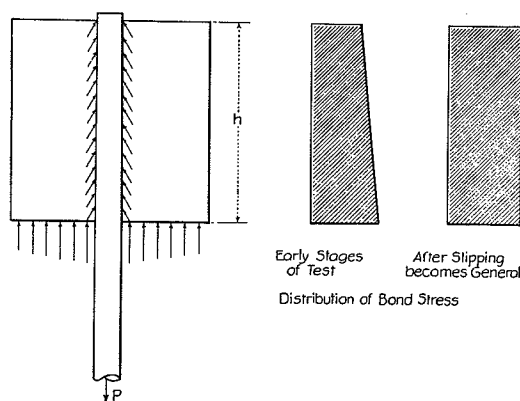


Illustration fra Abrams [3-01]: Princip.

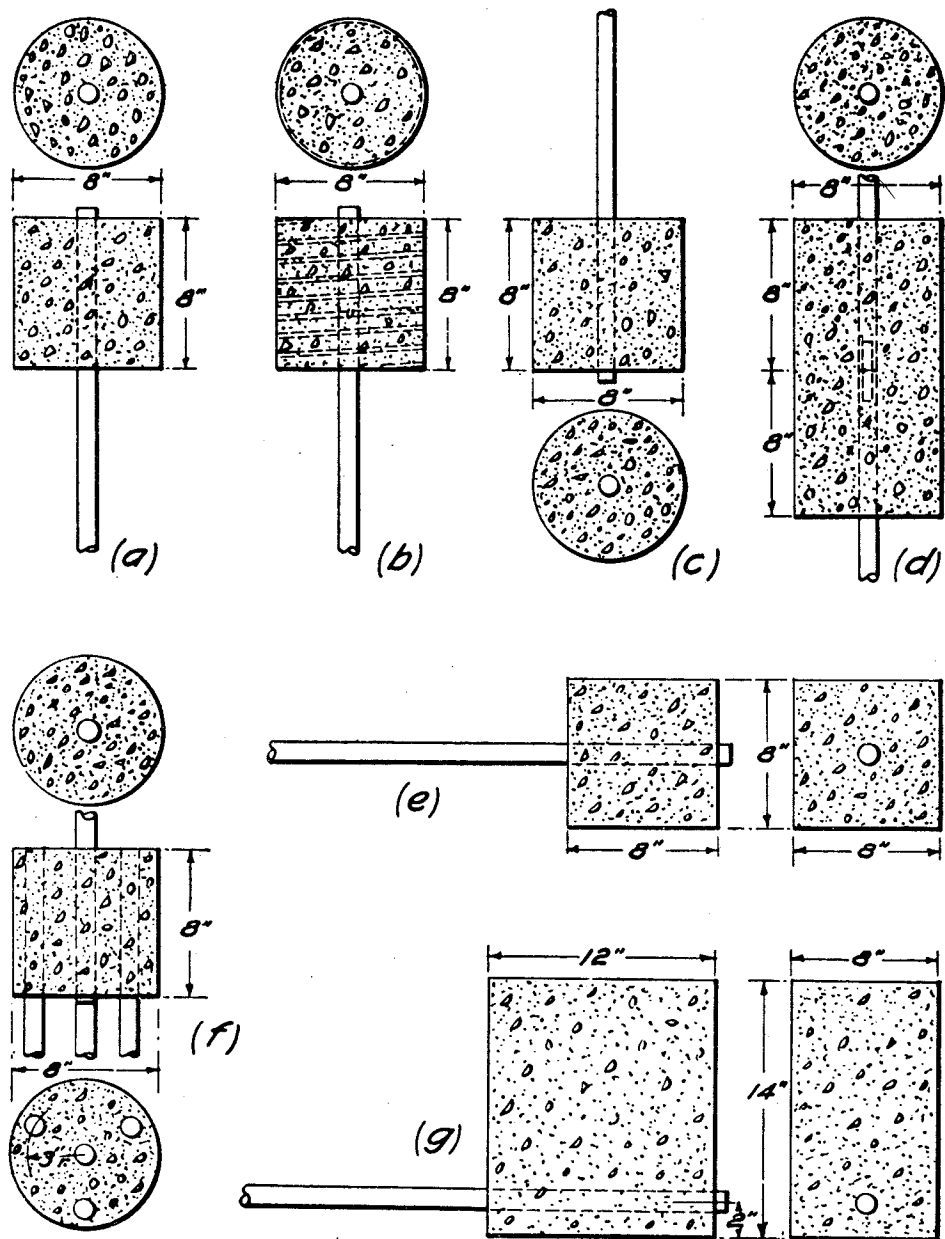


Illustration fra Abrams[3-01]: Prøvelegemer.

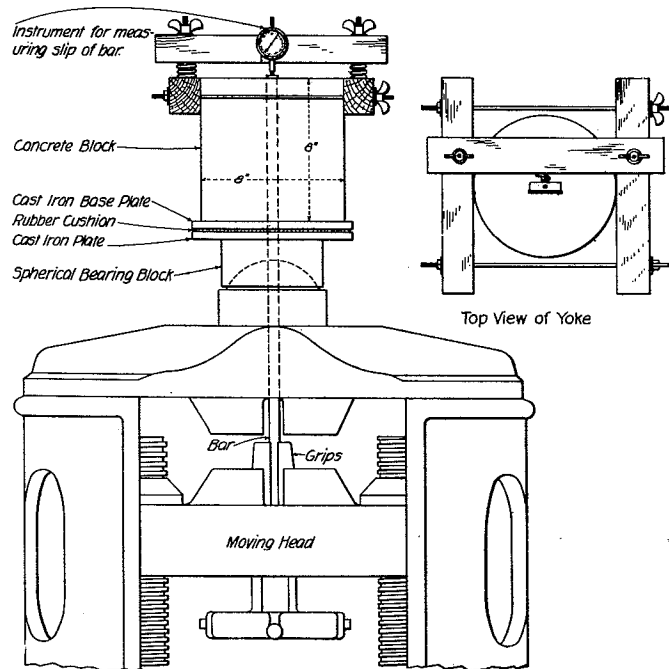


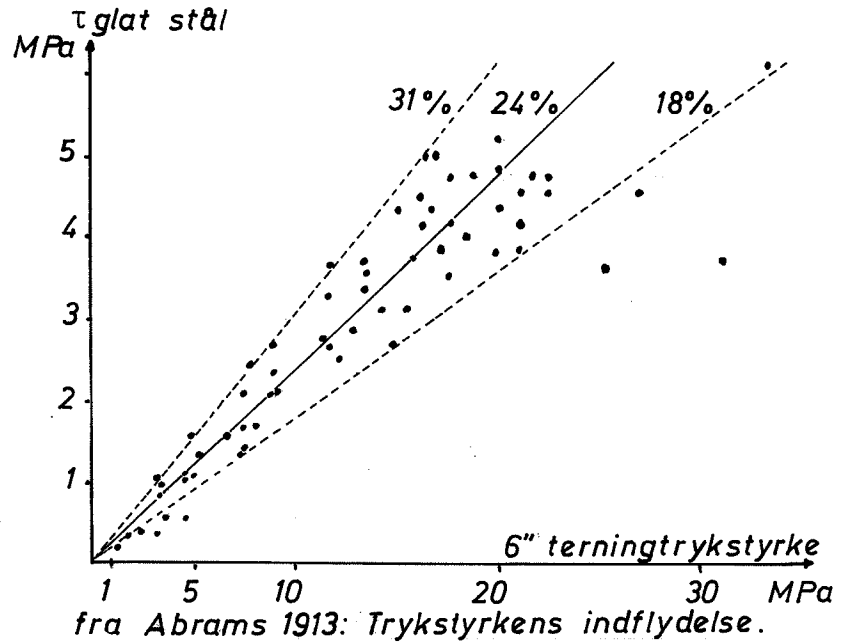
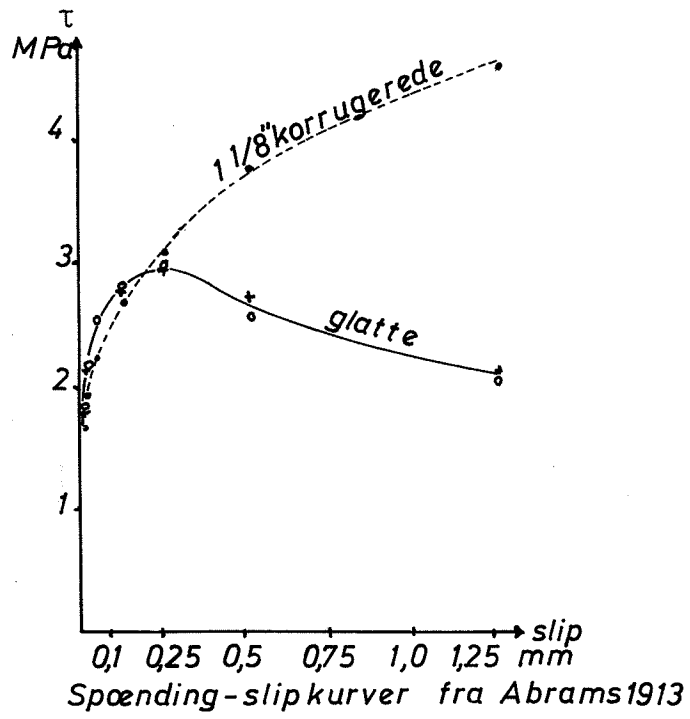
Illustration fra Abrams[3-01]:Opstilling.

Prøvningsopstillingen mindede meget om den nuværende amerikanske standardsopstilling (ASTM [3-02]), den relative bevægelse målttes dog for armeringsstangens ubelastede ende i stedet for som nu for den belastede.

Man iagttog, at der først optræder en væsentlig bevægelse af en glat stang ved 60% af den maksimale udtrækningsstyrke. Denne opnås ved ca. 0,01" bevægelse, hvorpå udtrækningsmodstanden falder. Det sidste fald fik man ikke for korrugerede stål.

Man antog, at udtræksmodstanden kunne opdeles i en adhæsiv del, der udnytttes før bevægelse optræder og en glidningsdel.

Man iagttog, at polerede stål kun gav anledning til den adhæsive del af modstanden, og således havde en maksimal udtræksstyrke på ca. 60% af almindelige glatte stål. Rustne stål havde derimod ca. 15% større maksimal modstand. Korrugerede stål gav naturligvis langt større værdier og gav tillige i højere grad flækningsproblemer.



Man varierede alder og lagringsbetingelser for betonen og afbildede overfladeforskydningsspændingen ved h.h.v. 0,005" bevægelse og ved maksimal modstand som funktion af betonens terningstyrke (6" terning) og fandt en lineær sammenhæng i begge tilfælde, således at bevægelsen indtræder ved en forskydningsspænding på ca. 1/6 af terningstyrken og den maksimale forskydningsspænding udgør ca. 1/4 af terningstyrken ($\pm$ ca. 30%), der varierede fra ca. 2 til ca. 25 MPa.

Ved måling på specialprøvelegemer observeredes den relative bevægelse at indtræde for den belastede ende af armeringsstangen ved en lavere kraft end for den ubelastede, men herefter fulgtes de to punkter ad, d.v.s. stangens relative bevægelse blev translatorisk.

I årene herefter fulgte flere lødige undersøgelser angående forankrings- og stødfænomener. Her skal blot nævnes, at Tepfers [3-24] på basis af bl.a. Wernisch 1937, Tengvik 1941, Clark 1946 og 49, Rease 1950 og Bernander 1952, konkluderer: At lille ribbeafstand og høje ribber forbedrer forankringsstyrken. At hældningsvinklen af ribbernes overflade i forhold til stangens akse er væsentlig for problemet, idet glidning indtræder ved knusning af betonen, når denne vinkel overstiger 45° .

Endelig at tværarmering må anvendes for at hindre dannelsen af flækningsrevner, der som forbedrede vedhæftningsegenskaber skal udnyttes.

Hognestad og Siess fandt i 1950, at forankringsstyrken faldt med samme forhold som trykstyrken ved lufttilsætning til betonen.

Peattie og Pope 1956 fandt, (mere nuanceret end Abrams) at forankringsstyrken øges hurtigere med betonens alder end trykstyrken, og at den foruden af trykstyrken afhænger af svind og varmeudvikling ved hærdningen.

Efsen 1957

Sidst i halvtredserne udviklede professor Efsen ved Laboratoriet for Bygningsteknik, DTH, det såkaldte spiralstød (Efsen [3-08] [3-06] og [3-07] h.h.v. 1957, 1958 og 1959).

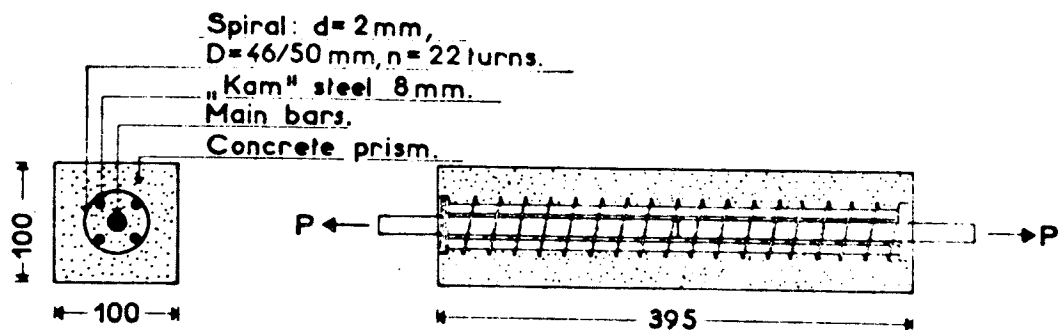


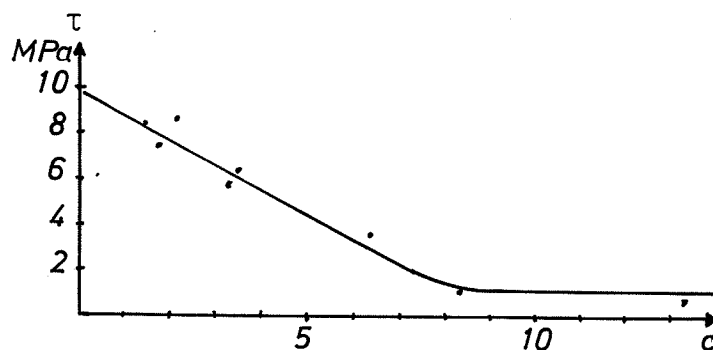
Illustration fra Efsen [3-07]: Spiralstødlegeme.

Prøvelegemet, der senere lå til grund for udformningen af den nuværende danske standard for prøvning af forankringsevnen DS 2082 [3-05], består af et firkantet betonprisme, i hvis akse spiralstødet ligger.

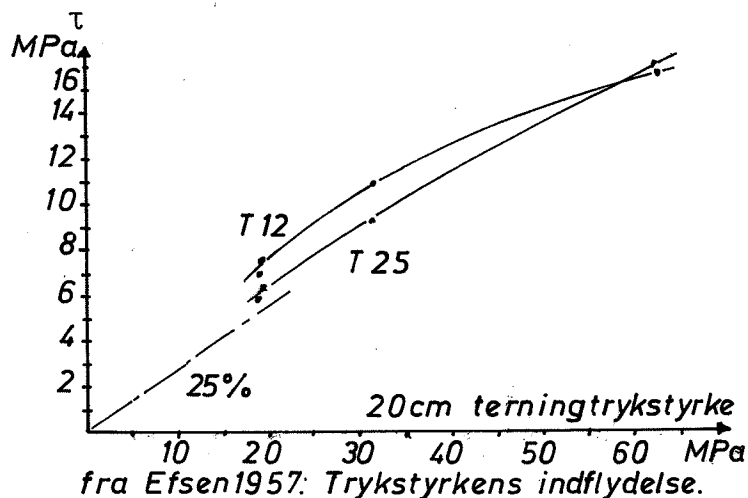
Dette består af en spiralmuffe (stødspiralen) af glat stål og fire stødstål omkring to ender af det aktuelle armeringsstål, der anbringes i hinandens forlængelse.

Stødspiralens flækningshindrende evne angives ved forholdet c mellem vægten af hovedstålet og vægten af samme længde af spiralen.

Da man arbejdede med relativt små længder på prøvelegemerne, fandt man, at stødlængden ikke fik nævneværdig indflydelse på den beregnede forskydningsstyrke τ , når man antog, at denne var konstant langs den stødte armering.



Forskydningsspænding ved brud for spiralstødtest som funktion af $c = \frac{\text{(vægt af hovedstål)}}{\text{spiralvægt}}$ fra Efsen 1957.



Varieredes betonens terningstyrke - mellem 20 og 50 MPa - fandt man for tentorstål, at tilvæksten i τ var ca. lig 1/4 af tilvæksten i terningstyrken. Altså et resultat, der minder om det, Abrams fandt for glat stål og lavere styrkeniveauer.

Varieredes c , fik man tilnærmelsesvis en lineær aftagen af τ indtil $c \approx 8$.

Herudover var τ konstant, og spiralarmeringen formentlig for svag til at få indflydelse på problemet.

Ved at indføre et referenceprøvelegeme med et W.G. gevindstål som stødt armering, og angive de aktuelle armeringsståls udtrækningsstyrker i relation til værdier for dette, fremkom en metode til indbyrdes klassificering af de forskellige stangtyper.

Ved supplerende undersøgelser fra 1959 (Efsen [3-07]) fandt man: At beton-prismetværsnittets sidemål ikke havde indflydelse på τ (det var 7,9 og 11 cm, men spiralen ændredes ikke), og...

at en kraftigere stødspiral giver større τ for alle de undersøgte stangtyper, men praktisk taget samme procentvise styrke i forhold til referencestangen.

Man fandt udtrækningsstyrker for glat stål på ca. 25% af det gevindskårne ståls. For stænger med ringe overfladedeformation såsom det tyske Tor-stål fik man ca. 50% og for egentlige korrugerede stål 70-100% af referenceværdien.

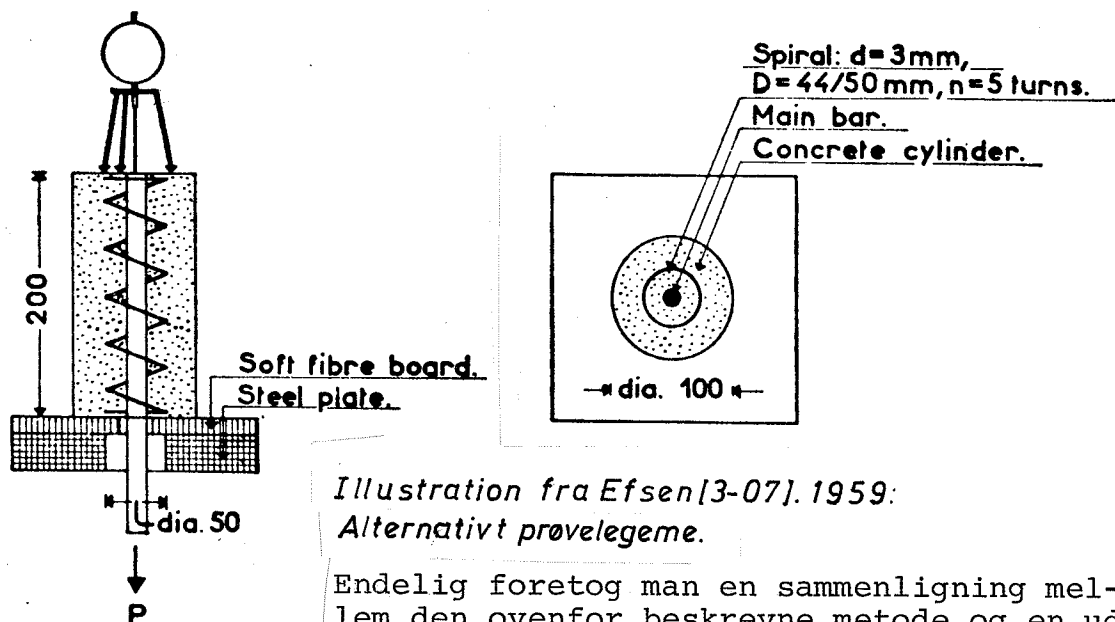


Illustration fra Efsen [3-07]. 1959:
 Alternativt prøvelegeme.

Endelig foretog man en sammenligning mellem den ovenfor beskrevne metode og en udtrækningstest, hvor prøvelegemet var en cylinder $\varnothing 100\text{ mm}$, $h 200\text{ mm}$, med en centralt placeret armeringsstang omgivet af en spiralarmering svarende til spiralstødets, men påvirket til udtræk via et sædvanligt plant modhold.

Herved fandt man væsentligt større forankringsstyrker pr. overfladearealenhed af stangen, et forhold, der var særligt markant for de glatte stål.

Dette må skyldes, at man ved brug af den store modholdsflade i højere grad kan udnytte betonen i zonen udenfor spiralen, hvilket især må gavne styrken for de stål, der giver den ringeste flækningsrisiko.

Når betonen først er flækket, er det jo kun spiralen, der formår at dreje de fra stangen udstrålende trykspændinger til en retning parallel med akse.

Efsen konkluderer, at spiralstødmetoden afspejler omstændighederne ved forankring og stød bedre end den mere traditionelle metode, hvorfor det må være mere realistisk at anvende førstnævnte.

Dette på trods af, at man tidligere (1957) indførte spiralstødtesten til klassificering af armeringstyperne, og således til beskrivelse af stængernes egenskaber som grundlag for en indbyrdes vurdering, og altså ikke som noget direkte mål for forankringsevnen i en aktuel konstruktion.

Fastholdes klassifikationsformålet ville en mere traditionel metode formentlig være mindst ligeså berettiget, da man ofte anordner forankring i områder af konstruktionen, hvor spændingstilstanden omkring stangen vil bidrage til udnyttelse af netop de reserver, der i højere grad medtages i en sådan test.

F.eks. vil man ved forankring over en bjælkes vederlag kunne udnytte trykspændingerne i området til sikring af en større spredning af forankringskraften, end spiralstødtesten opererer med.

Hertil kommer, at selve spiralens anordning oprindelig skyldes hensynet til hindring af flækningsfænomenet, hvilket viser, at man netop tilsigtede en beskrivelse, der ikke forstyrres heraf.

Dette hensyn skulle derfor snarere pege mod den mere traditionelle test.

Hvis man derimod tager sit udgangspunkt i et ønske om at beskrive forankringsevnen i relation til de påtænkte konstruktioner, vil en spiralstødtest vel højst kunne give pålidelige værdier for konstruktioner med en tværarmeringsgrad svarende til den, spiralstødet har.

Som allerede nævnt må man antage, at spændingstilstandene ved f.eks. bjælkevederlag vil give anledning til større forankringsevne. Hvad værre er, vil man ved stød med forholdsvis beskeden tværarmering i form af bøjler o.lign. kunne påregne mindre forankringsevne, end den omtalte test giver udtryk for. Selv for konstruktioner med spiralstød må man befrygte uoverensstemmelser med testen, idet man i sidstnævnte har hele fire ligeværdige sideflader at fordele den flækningsgivende energi over, hvor man i konstruktionen kun vil have en å to.

Det må derfor konkluderes, at spiralstødtesten er en metode til indbyrdes vurdering af armeringsståltypers forankringsevne i forhold til en given fast geometri af den omkringliggende konstruktion.

Tepfers [3-24] refererer til arbejder af Granholm (1958 og 1965) og Losberg (1962, 1963 og 1964), hvor forskydningsspændingsfordelinger og hos Losberg tillige revnefordelingen langs armeringsstangen - beregnes ud fra antagelsen om, at forskydningspændingen er proportional med stangens relative flytning i forhold til betonen i et givet punkt.

Man fandt, at spændingskorrektionerne som følge af revnedannelsen kunne adderes til det oprindelige spændingsbillede.

Ferguson og Briceno (1968) analyserede flækningsbrudfænomener for stød under antagelse af, at forankringskræfterne udveksles med betonen via trykspændingskegler med frembringere under 45 grader med armeringsstængernes akser.

Herved opnåedes en lineær afhængighed mellem den beregnede fornødne ringtrækspænding vinkelret på frembringerne ved brud og betonens spaltetrækstyrke.

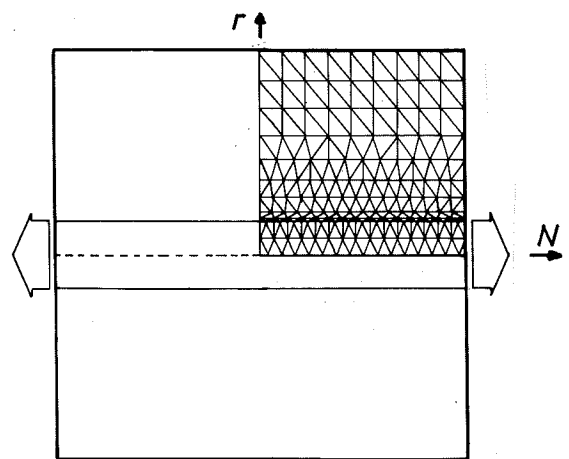
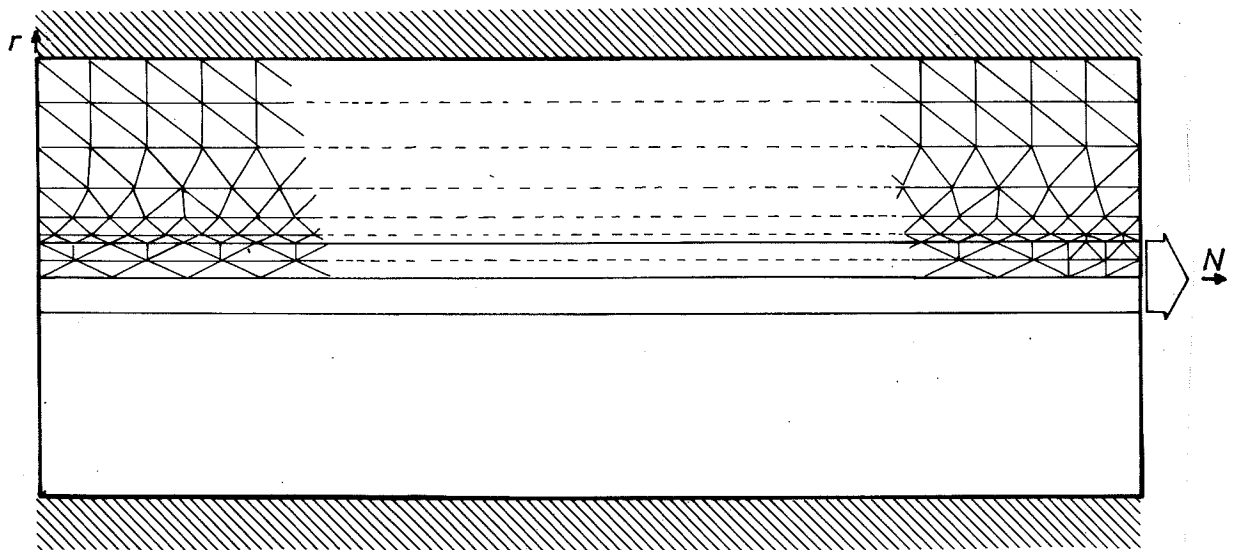
Lutz 1970

I 1970 offentliggjorde Lutz [3-16] resultater af finite elementanalyser over vedhæftnings- og forankringsproblemer. Basis-elementet var en ring med trekantet tværsnit og der undersøgtes to overordnede tilfælde.

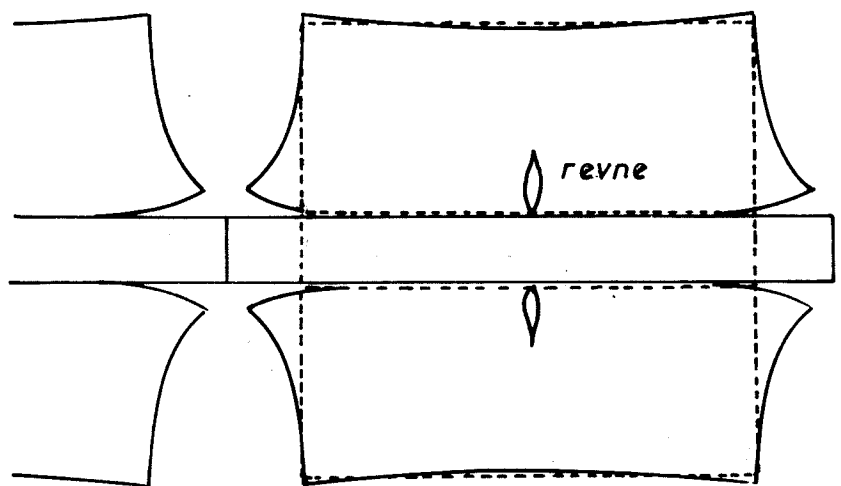
En cylinder med en gennemgående axial armeringsstang blev dels belastet med træk i begge ender af stangen, hvorunder cylinderoverfladen var fri, og blev dels belastet med træk i den ene ende af stangen med fastholdt ydre overflade af cylinderen. Fastholdelsen gælder her såvel for tangentielle som for radiære bevægelser. På disse legemer introduceres tværrevner og partier med helt eller delvist manglende vedhæftning, og spændings-tøjningsforholdene beregnes.

I det første tilfælde fik man meget store radiære trækspændinger ved overgangen mellem stål og beton nær cylinderens endeflade, når man forudsatte perfekt vedhæftning.

Regnedes med adskillelse i denne zone og kraftoverførsel svarende til en hældningsvinkel på armeringsstangens ribber på 59 grader med akse, fik man meget store ringtrækspændinger i området. D.v.s. at sandsynligheden for flækning er stor nær revner på tværs af en trækbelastet stang.



Modeller benyttet af Lutz 1970.



Deformationsbillede fra Lutz 1970.

Da maksimum for disse ringsspændinger og for vedhæftningsspændingerne, der giver anledning til dem, er ret lokalt ved tværrevnen, vil disse reduceres som følge af de spændingsomlejringer flækningen og knusningen af betonen foran ribberne giver anledning til. Derfor vil flækningsrevnen ikke nødvendigvis slå igennem til overfladen.

I det andet tilfælde fandt man store betontrækspændinger såvel på langs af cylinderen, som radiært og tangentielt til ringelementet i området nær stangens belastede ende, når der regnedes med perfekt vedhæftning af betonen til stangoverfladen.

Går man ud fra, at betonen slår fra i dette område øges ringtrækspændingen betydeligt i nærheden af stangoverfladen.

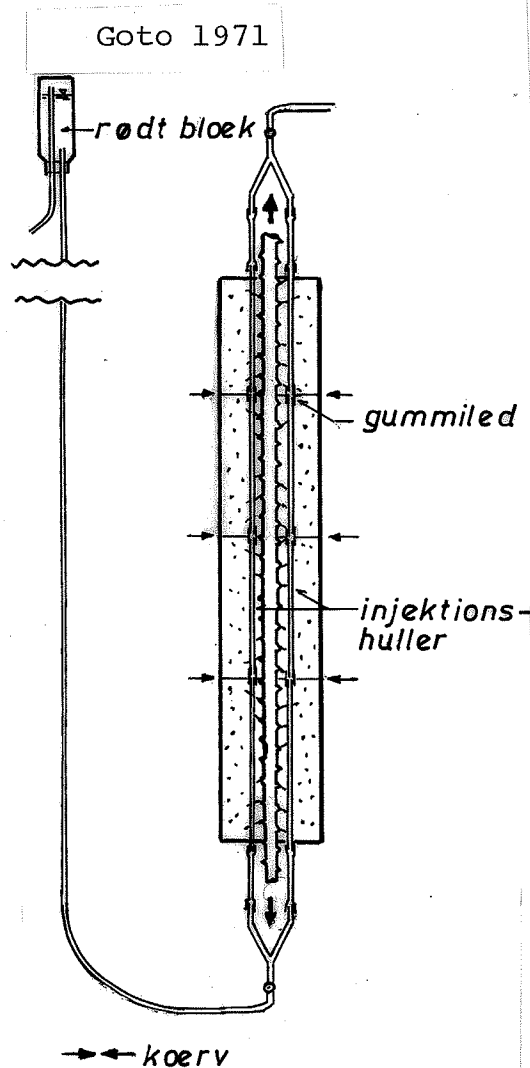
I begge tilfælde angives ringsspændingen som et svagt tryk nær cylinderoverfladen, hvilket må skyldes, at der her ydes en radial trykreaktion i denne ende af cylinderen.

Samtlige iagttagelser ses at stemme med en model, hvor vedhæftningskræfterne stråler ud i den omgivende beton som trykspændingskegler, der giver anledning til ringtrækspændinger og ved skæring med revner på tværs af armeringen desuden giver radiære trækspændinger mod cylinderaksen og eventuelt radiære trykreaktioner fra overfladen, dersom denne er fastholdt samt langsgående trækspændinger, der fører vedhæftningskræfterne fra den yderste del af stangen tilbage i legemet.

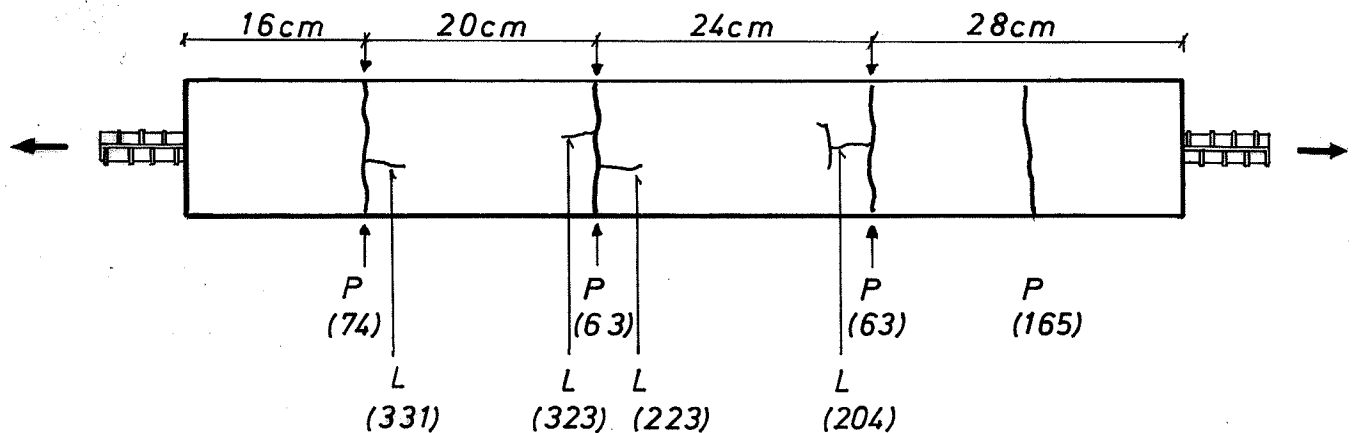
I 1971 fremkom Goto [3-09] med resultater af forsøg, hvor han observerede revneudbredelserne omkring trækbelastede armeringsstål indstøbt i lange kvadratiske betonprismer, idet revnerne tydeliggjordes ved injektion af blæk.

Tilfældet svarer således til det første, som Lutz behandlede og resultatet forekommer da også at stemme hermed.

Først dannes gennemgående trækrevner på tværs af stangen ved ståls্পændinger omkring 60-100 MPa. Kort derefter dannes en mængde indre revner kegleformet fra stangoverfladens kamme med hældninger fra 45 til 80 grader med aksen og retning mod de store tværrevner.



Forsøg fra Goto 1971



P = primær revne.

L = longitudinal revne.

fra Goto 1971

Tal i parentes er stålspænding i MPa.

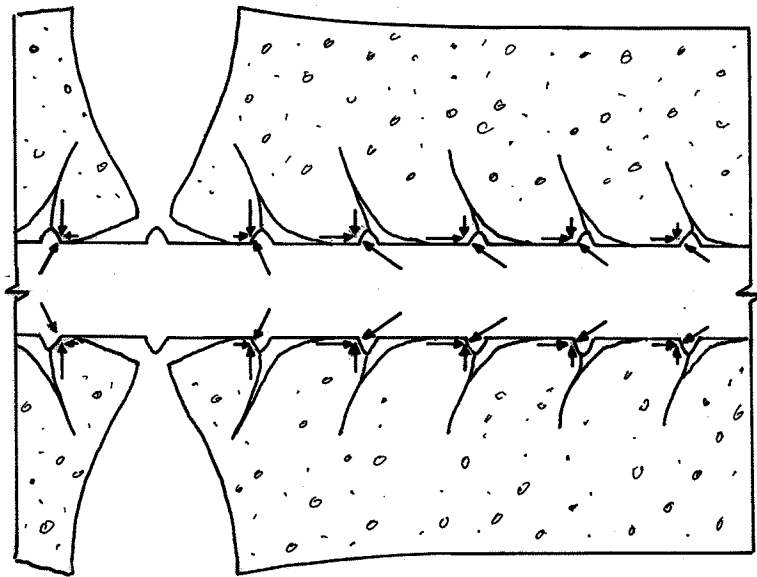
Man iagttog, at hældningen bliver størst nærmest midten af et betonstykke mellem to tværrevner. På dette sted vil der naturligt forekomme en træktilstand i betonen. Det er da også netop her, at der ved højere lastniveauer dannes nye egentlige tværrevner.

Nær tværrevnerne observeres tab af vedhæftning mellem beton og stål, samt langsgående revner, hidrørende fra betonringspændingen.

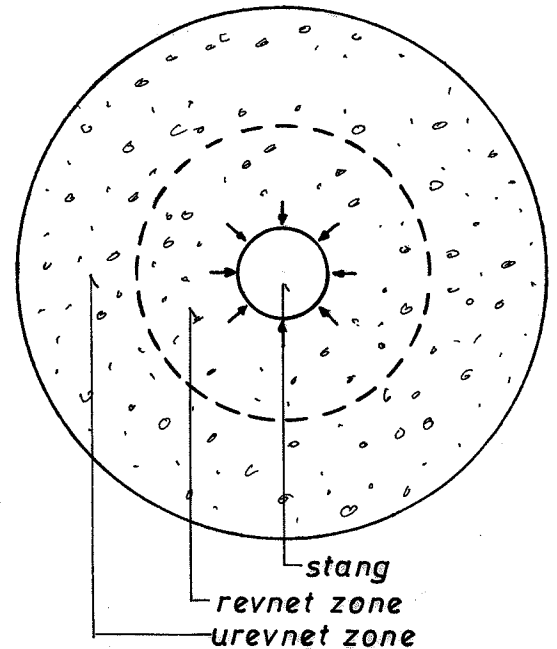
Disse starter ved stangens overflade og breder sig senere udad. Dette er helt i overensstemmelse med de konklusioner, man kan drage ud fra Lutz's beregninger. Efter dannelse af nye tværrevner ved yderligere belastning optræder der i disses nærhed nye indre kegleformede revner med hældning og forløb svarende til dem, man så ved de første tværrevner.

Samtidig ses, at visse af keglerevnerne nær de oprindelige tværrevner slår igennem til overfladen, idet deres frembringere krummer til en hældning på 90 grader med akse.

Dette hænger sammen med, at de yderste tryk-kegler jo ikke kan aflevere deres tryk over tværrevnen, men må give anledning til langsgående træk i betonens yderzoner. Problemet her minder noget om forholdet ved gennemlokning af en betonplade, hvor man netop også finder en revneflade, hvis yderzoner drejer ud til en retning med en større hældning med enkeltkraftens retning, end keglefladen nærmere akse har jfr. Bræstrup, Nielsen, Jensen og Bach [3-03], der i øvrigt fandt overgangskurven til en kædelinie.



fra Goto1971: Keglerevner m.m.



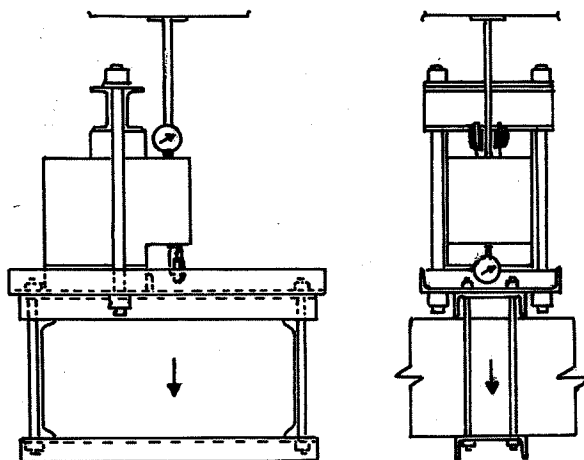
Det ses, at alle ændringer i forhold til en model, der betjener sig af spændingsfordelinger efter rene kegleflader med konstant hældning hos såvel Lutz som Goto kan forklares ud fra de betragtede legemers særlige anordning.

Herunder er i særdeleshed manglen på modhold for trykspændingskeglerne som følge af belastningens karakter i forbindelse med tværrevner, forhold, der ændrer keglefladernes hældningsvinkel fra den, man må forvente, dersom et sådant modhold fandtes. Ofte ser man imidlertid udlægninger, der ikke tager højde herfor f.eks. Orangun, Jirsa og Breen [3-20] fra 1977.

Lutz 1970

Nogle interessante udtræksforsøg blev foretaget af Lutz i 1970 [3-17]. Her anvendtes rektangulære prøvelegemer med den trækpåvirkede armeringsstang excentrisk placeret og dæklaget herover tværarmeret ved hjælp af bøjler. Foruden den afprøvede stang varieredes bøjlernes dimension.

Man fandt: At tværarmeringens indflydelse på udtrækningsstyrken øgedes med indstøbningens længden og stangdiameteren. At den totale udtrækningsmodstand kun øgedes svagt med stangdiameteren uden anvendelse af tværarmering, men betydeligt, når der var tværarmeret.



*Excentrisk udtærkningsforsøg
fra Lutz 1970*

Tværarmeringen havde ingen - eller kun ringe indflydelse på dannelse og udbredelse af de første langsgående revner - men senere revnestadier blev undgået. Med andre ord tværarmering bliver først virksom efter, at betonen er revnet, hvad der jo også gælder for al anden slap armering.

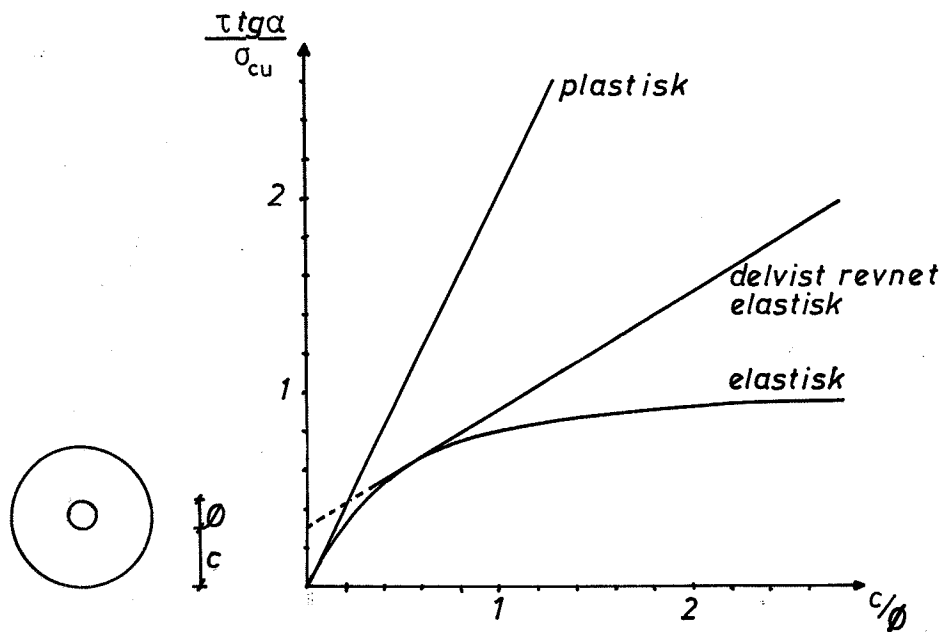
Desuden fandt man ved supplerende undersøgelser resultater af samme karakter, som man også tidligere har set, f.eks.: At glidning mellem beton og korrugeret stål sker ved knusning, når ribbernes anlægsflade i bevægelsesretningen har en hældning på over 45 grader med akse, samt...

at betonens fugtighed kan have betydning for vedhæftningen og at mindre ribbeafstand og højere ribber gav bedre forankringsegenskaber.

Tepfers 1973

I en doktorafhandling fra 1973 af Tepfers [3-24] underkastes virkemåden af overlappingsstød omfattende analyser. Den teoretiske behandling baseredes hovedsageligt på antagelsen om, at forankringen giver anledning til spændinger, der stråler ud i den omkringliggende beton som spændingskegler med hældning α med armeringsstangens akse.

Det radiære spændingsbidrag herfra tænkes optaget som et hydrostatisk tryk på inder siden af den størst mulige betoncylinderskal, der kan lægges omkring armeringsstangen i det aktuelle tværsnit. Spændingstilstanden i cylinderskallen findes for tilfældene: urevnet elastisk stadie, urevnet plastisk- og delvist revnet elastisk stadie.



Betoncylinderskallers modstandsevne
 overfor indre radioært tryk ($\tau t g \alpha$)
 divideret med betonens trækstyrke
 som funktion af skaltykkelse divi-
 deret med indre radius.
 fra Tepfers 1973.

Disse indledende analyser, der alle knyt-
 ter sig til tilfældet uden tværarmering,
 afrundes af finite-element-beregninger af
 spændingstilstanden i en betoncylinder med
 centralt placeret, trækpåvirket ribbestål,
 hvis ribber havde overfladehældninger på
 45 og 90° med akse.

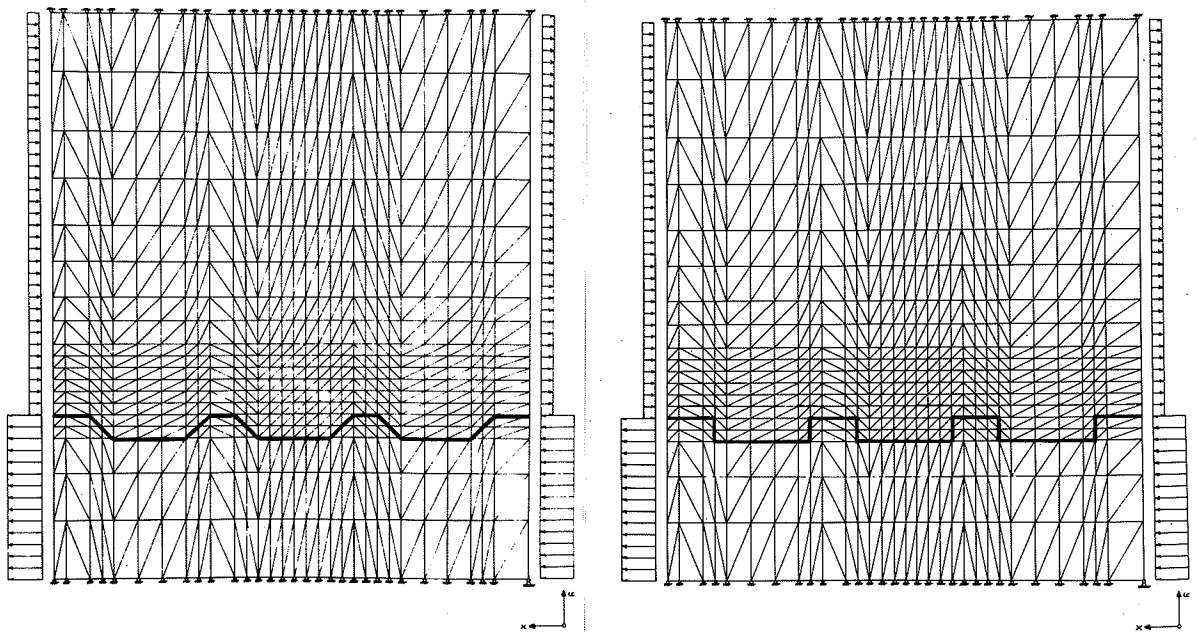
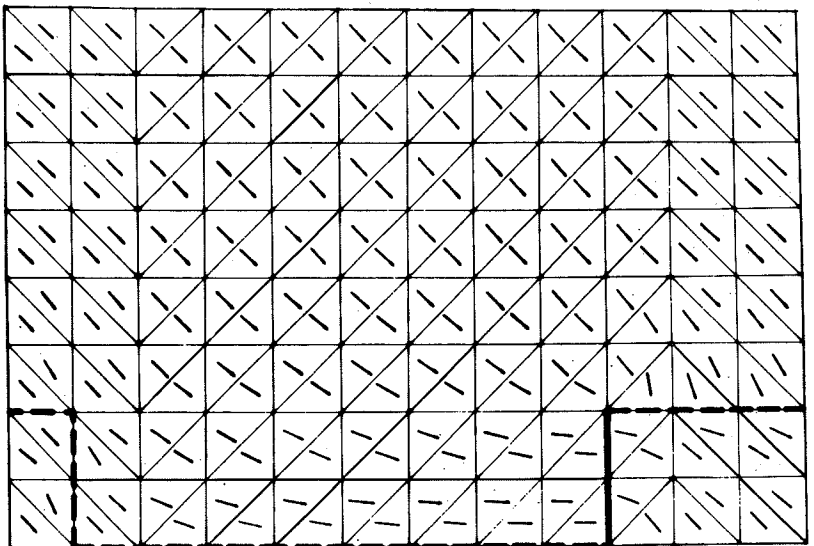
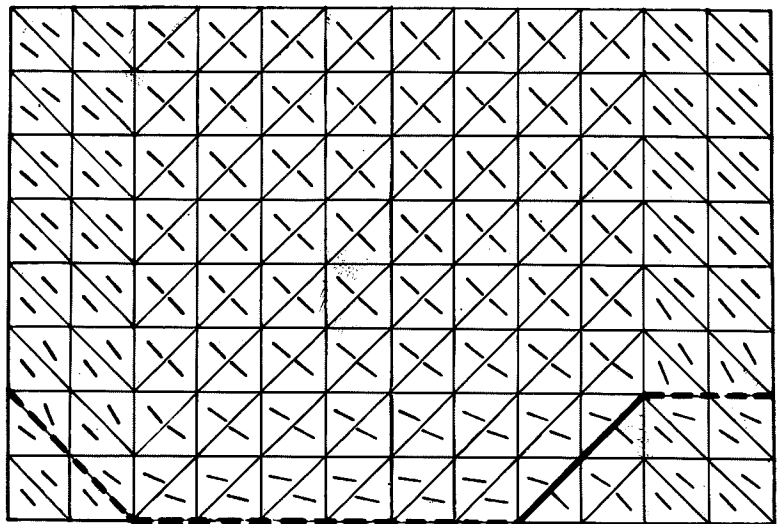
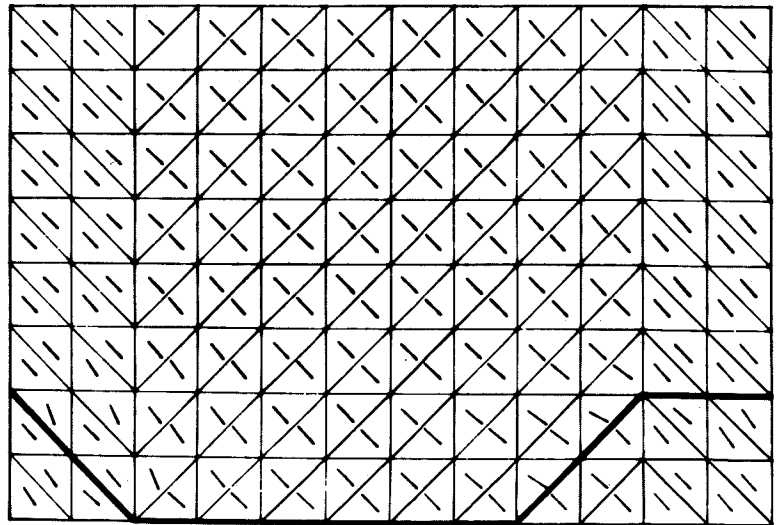


Illustration fra Tepfers [3-24]: Elementnet.



Retning af største trykspænding, fra Tepfers[3-24].

Stangen var forbundet med den omkringliggende beton langs hele dens overflade i et tilfælde, og kun langs de trykpåvirkede sider af ribberne i et andet.

Betoncylinderen, hvoraf et udsnit over fire ribber betragtes, tænkes hvilende mod et plant modhold, og understøttes mod radiære bevægelser langs overfladen.

Herved opnås en forskydningstilstand, befriet for flytninger hidrørende fra de tværmomenter, hvis indflydelse blev klarlagt hos Lutz og Goto. Vinklen α mellem akse og retningen af største trykspænding var ved grænselinier mellem de to materialer h.h.v. i linier tangerende kammenes toppe (begge i middelværdi langs stangen) 43,7 og 44,6 grader ved fuld vedhæftning og 45° ribber.

Sammesteds fik man ved delvis vedhæftning 30,7 og 44,7 grader for 45° ribber og 30,9 og 44,9 grader for 90° ribber. En sænkning af E-modulet for beton gav en anelse mindre værdier for α . For alle tilfælde antog α værdien 45 grader fra en afstand af blot en ribbehøjde og ud, regnet fra ribbernes indhyllingsflade.

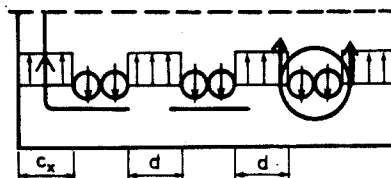
For glatte stænger konkluderer Tepfers, at α er 45 grader helt inde fra stangoverfladen, da "betonens egenskaber er ens i tryk og træk" for beskedne påvirkninger. På et tidspunkt vil trækspændingen virkende vinkelret på trykspændingen ($\alpha_{\text{træk}} = 135^\circ$) nå brudværdien og blive nul.

En sådan lineær elastisk-plastisk betragtning vil give kegleformede revneflader, hvis hældning kan afhænge af understøtningsbetingelserne for den omkringliggende beton.

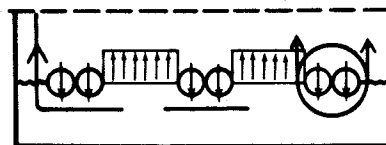
I det videre arbejde ansætter Tepfers α til 45° og finder god overensstemmelse med forsøg. En betragtning over tværarmerings indflydelse på tangentialspændingerne i betonen giver, at denne må være meget beskeden for det elastiske tilfælde, og først får betydning, når deformationerne bliver tilstrækkeligt store ved revner og regulære plastiske betragtninger.

Herudover har Tepfers opstillet formler til beregning af brudstyrken for overlappingsstød af korrugerede stål og eftervist disse formlers gyldighed ved omfattende forsøgsserier.

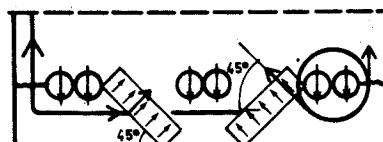
TYPE 1



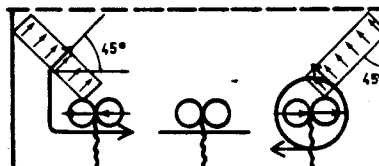
TYPE 2



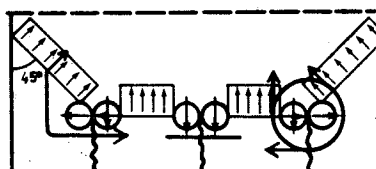
TYPE 3



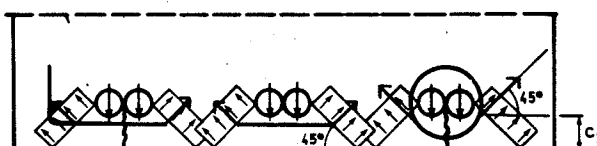
TYPE 4



TYPE 5



TYPE 6

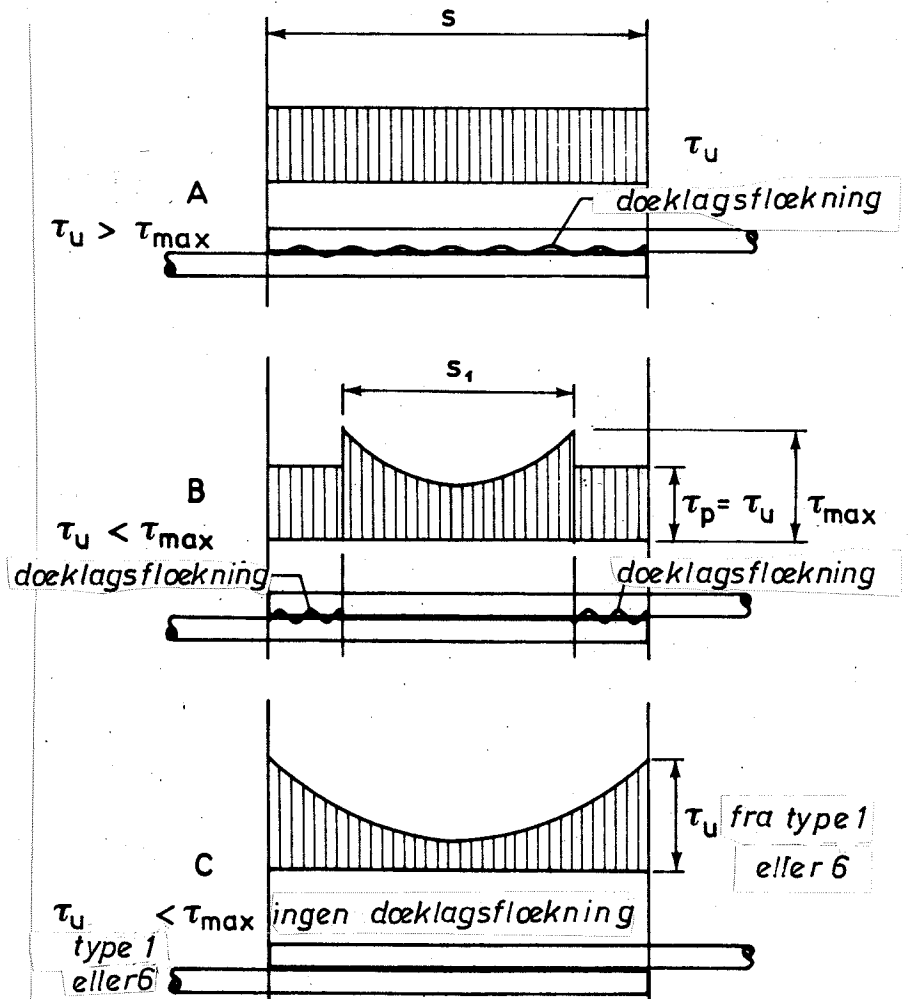


6 typer brudfigurer fra Tepfers [3-24]

A

Langt de fleste af disse stød bryder under dannelse af langsgående flækningsrevner i hele stødets længde. Den maksimale forskydningsspænding overført af armeringsstængernes overflader findes som et bidrag hidrørende fra betonen og proportional med dennes trækstyrke plus et bidrag fra den aktuelle tværarmering (spiraler, bøjler eller rette tværstænger).

Alt efter det pågældende tværsnits geometri kan seks forskellige brudfigurer optræde med hver sit udtryk for brudstyrken. Den aktuelle styrke af overlappingsstødet findes for brudformen omtalt ovenfor som den mindste værdi af disse udtryk (Tepfers [3-24] p. 237-243).



Fordeling af forankringsspændinger. (Ved $\tau_{\max}$ flækker dæklaget). Fra Tepfers [3-24].

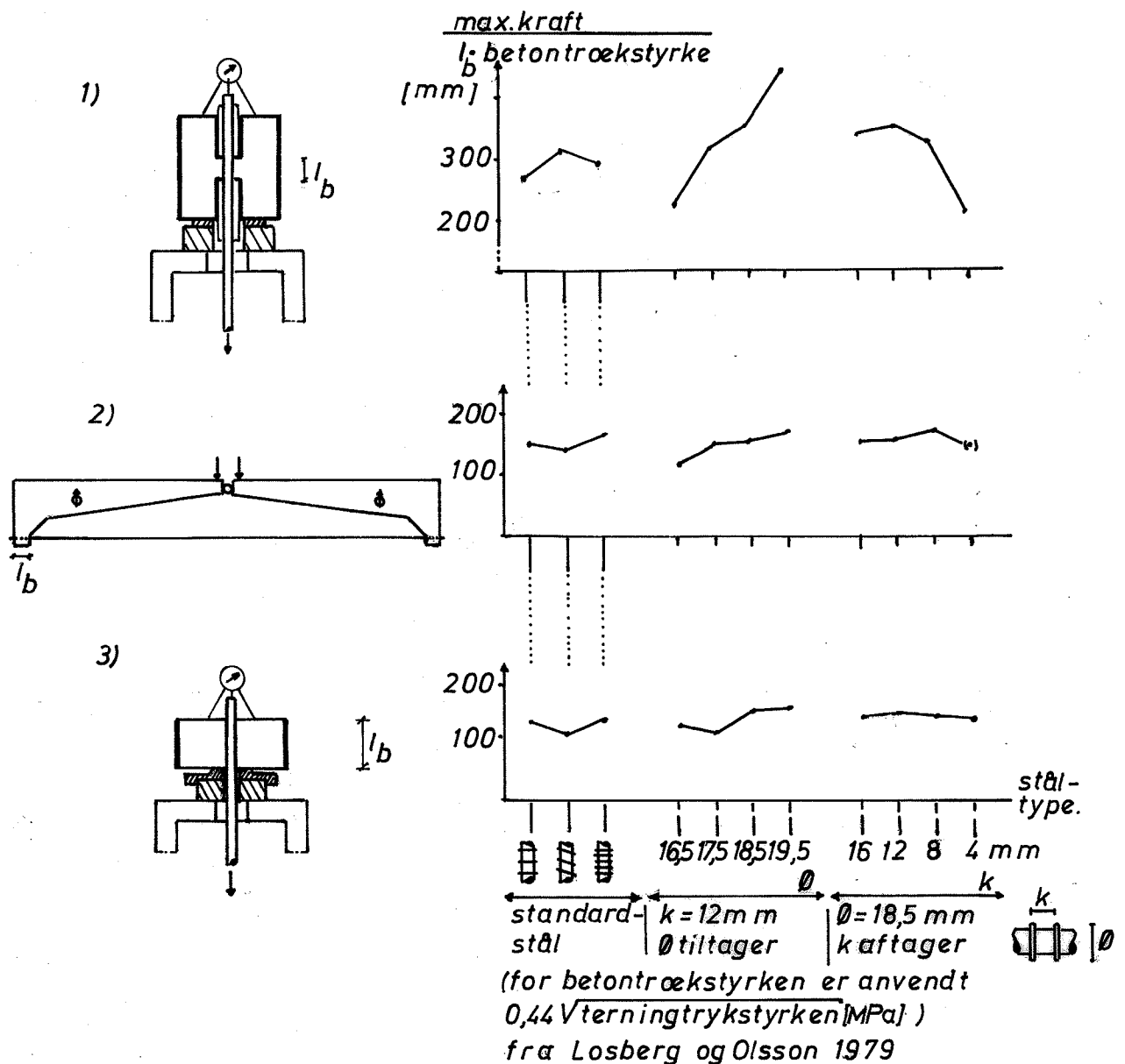
B

For 26% af de prøvede geometrier fandt man imidlertid, at den for flækning nødvendige spænding ikke ville optræde i hele stødets længde, og en mere differentieret betragtning, -hvor forskydningsspændingen var konstant ud for de flækkede zoner i stødets ender og varieredes på det urevnede midterstykke, efter hyperbolske udtryk fundet via flytningsmodulbetragtninger, -måtte anvendes.

Her antages forskydningsspændingen på et givet stykke af armeringsstangen som værende lig det konstante flytningsmodul gange flytningen det pågældende sted.

C

Endelig kunne man tænke sig det teoretiske tilfælde, hvor indledende flækning ikke ville optræde noget sted, og bruddet derfor bliver helt uvarslet med en indre maksimalspændingsfordeling i hele stødets længde svarende til midterområdets fordeling i tilfældet ovenfor. Ingen af forsøgene gav denne brudform.



Problemet med teoretisk behandling af flækningsfænomenet for overlappingsstød synes med dette arbejde løst, omend en for anvendelserne lettere tilgængelig form kunne være ønskelig.

Losberg og
Olsson 1979

Endelig bør i denne forbindelse omtales et nyere svensk arbejde (Losberg og Olsson [3-15]) fra 1979, omhandlende forankringsproblemet.

Man skelner mellem 1) udtrækningsbrud, hvor stangen trækkes ud af den omkringliggende beton uden at skade denne yderligere og 2) flækningsbrud, hvor man får revner på langs af armeringsstålet.

Man finder teoretisk, at brudmåde 2), der især er væsentlig ved forankring under et beskedent dæklag, fører til udtryk for brudstyrken, som afhænger lineært af betonens trækstyrke og længden af revnebilledet i tværsnittet.

Der blev udført tre typer forsøg:

- 1) I en betonterning, 20 x 20 cm indstøbtes et arrangement bestående af to plastik-rør og armeringsstangen således, at sidstnævnte kun har forbindelse til betonen over en længde på tre gange stældiameteren midt i terningen og ellers er frilagte i den udsparring, som rørene danner.

Der er altså i virkeligheden tale om en centralindstøbning af stangen i en lille cylinder med fastholdt overflade og frie ender. Da denne cylinders diameter ikke er meget større end stangens, vil de af Lutz påpegede effekter ved dens endeflader næppe få afgørende indflydelse og testmetoden må derfor antages at give et rimeligt billede af stålets vedhæftningsforhold.

- 2) Dette forsøg er en bjælketest, hvor en ellers fri armeringstrækstangs korte endestykker er indstøbt over lejefladerne for en tre-chaniers trykbue af beton.

- 3) En armeringsstang er indstøbt i en flad betoncylinder forsynet med en trækning af stål langs omkredsen.

Dennes tøjning giver et udtryk for den ydede ringvirkning under udtrækning af stangen mod et lille plant modhold. Såvel cylinderens højde som modholdets diameter androg kun ca. en trediedel af cylinderens diameter.

Naturligvis vil en sådan udformning være følsom over for lokale afvigelser i spændingsbilledets rotationssymmetri, da ringen primært er i stand til at yde jævnt fordelte radiære trykspændinger, og da prøvelegemets højde er for lille i forhold til diameteren til at en effektiv udjævning af ikke aksesymmetriske bidrag kan finde sted.

Dette må være årsagen til, at en noget større flækningstendens observeredes for snoede stål end for rotationssymmetriske kamstål ved denne test.

Udover kamstål og snoede stål anvendtes ribbestål med varierende ribbehøjde og -afstand.

Langt den største effekt af alle disse variationer sås for forsøgene af type 1), hvor brudmåden var ren udtrækning.

For forsøgene af type 2) og 3), hvor brudkraften hovedsageligt måtte være afhængig af flækningsfænomener, sås derimod at armeringsstangens udformning praktisk taget var uden betydning.

MODEL

Baseret på de konklusioner, man jfr. det foregående afsnit kan drage af de sidste hundrede års undersøgelser, vil bl.a. følgende kunne udledes om forankring.

For simpelheds skyld betragtes først det ideale tilfælde, hvor enden af en trækpåvirket, uendelig stærk- og stiv armeringsstang er indstøbt i et halvuendeligt medium (beton), hvis grænseflade vinkelret på stangaksen er fastholdt - d.v.s. plant modhold med mulighed for overførsel af radiære forskydningsspændinger.

Problemet og dermed spændingstilstanden er rotationssymmetrisk i stangaksen. Modholdet yder trykreaktioner med resultant lig, men modsat rettet stangkraften.

Disse overføres til stangen via trykspændingskegler, overlejret med trækspændingskegler under henholdsvis 45 og 135 grader med aksen. Altså normale forskydningsfelter drejet om aksen,

Ved modholdet må dette og mediet lokalt yde en radiær reaktion af hensyn til momentligevægt.

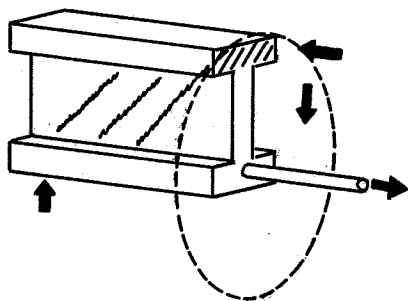
Hvis modholdet f.eks. opfattes som en tænkt plan indlagt i en homogen konstruktion, ville spændingsbilledets fortsættelse naturligvis give de fornødne reaktioner over planen.

Tilsvarende - men modsat rettede reaktioner - må ydes ved stangens ende i mediet, dersom den ikke indledningsvis antages uendelig lang.

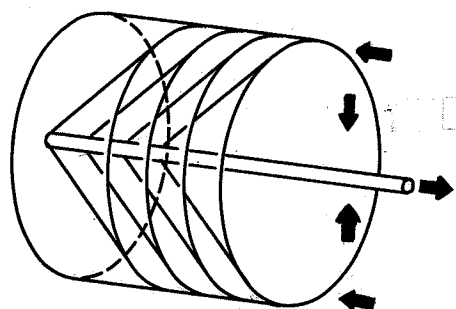
Da mediet er beton og således kan optage større tryk- end trækspændinger, vil brud optræde tidligere i træk- end i trykspændingskeglerne, hvorved kegleformede revner fremkommer.

Disse begynder helt inde ved stangoverfladen, eftersom de tænkte kegleskallers kraftoverførende arealer er mindst og spændingerne dermed størst på dette sted.

Af samme grund vil revnerne kun brede sig ud til en vis afstand fra aksen.



De dannede kegleformede revner svarer ganske til de normalt forekommende 45 graders revner i en bjælkes forskydningszone, blot er de her drejet rotationssymmetrisk om en akse. (Dersom forskydningszonen her tænkes at aflevere kraftbidragene på langs af stangen til koncentriske trykcylindre, ville disse og stangen svare til henholdsvis tryk- og trækzone i bjælken).



Trykkegler.

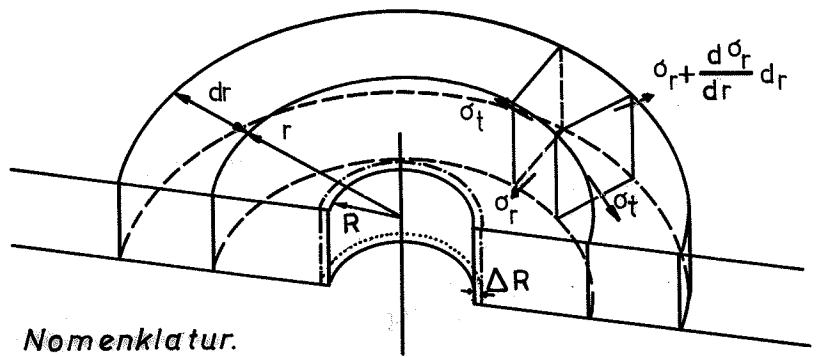
Herved opstår en serie egentlige kegleskaller, der overfører forankringskræfterne som tryk i frembringernes retning. Hvis stangen er korrugeret, vil lokale spændings-spidser ud for kammene give anledning til, at de kegleformede revner dannes herudfra, såfremt kammene ligger tilstrækkeligt tæt.

Ved yderligere belastning vil trykspændingstilstanden i kegleskallerne kunne overstige brudbetingelsen for materialet i området helt inde ved stangoverfladen, hvor kegleskallernes tværsnitsarealer er mindst. Her vil formen af stangoverfladens eventuelle korrugering naturligvis have indflydelse på det lokale spændingsbillede og dermed på brudlasten (knusning foran ribberne), ligesom den havde indflydelse på dannelsen af kegleskallerne. Der fås således et rent udtrækningsbrud, og ved denne brudform er forankringsevnen bestemt af betonens egenskaber i relation til stangens form.

Hvis grænsefladen til modholdet er glat, d.v.s. hvis modholdet ikke kan yde en radiær forskydningskomponent, vil alle trykspændingsbidrag påføres mediet som tryk vinkelret på grænseplanet, og mediet må da selv yde de for dannelsen af spændingskeglerne nødvendige reaktioner.

Bortset fra de allerede omtalte radiære reaktioner ved modholdet og ved stangen, vil dette først blive aktuelt efter dannelsen af de kegleformede revner. Da kegletrykspændingerne i modsætning til det glatte modholds reaktionstrykspændinger har en hældning i forhold til stangaksen, må ligevægt tilvejebringes via reaktioner, der nu ydes alene af mediet.

Dette sker principielt på to måder, dels ved ringvirkning, hvorved der opstår ringtrækspændinger i de zoner, hvor kegletrykspændingerne drejes, og dels ved radiære trykspændinger, ydet af den omkringliggende del af mediet.



Nomenklatur.

(Radiære trækspændinger indenfor de omtalte zoner er naturligvis ikke mulige efter dannelsen af de kegleformede revner).

Anlægges en elastisk, polær, todimensional betragtning over den omkringliggende beton, regnet fra afstanden R fra akse, og belastes cylinderfladen i afstanden R med det indre træk σ_R (i virkeligheden er σ_R negativ - altså tryk), vil de radiære og tangentielle spændinger σ_r og σ_t i afstanden r fra akse (jfr. f.eks. appendix 1 eller et elasticitetsteoretisk standardværk) gives ved

$$\sigma_t = -\sigma_r = -\sigma_R \cdot \frac{R^2}{r^2} = \frac{E}{1+\nu} \cdot \frac{R\Delta R}{r^2}$$

De tilsvarende tøjninger bliver

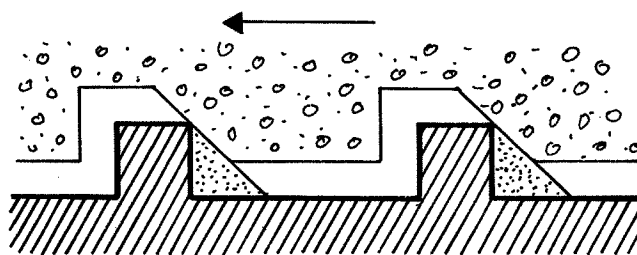
$$\varepsilon_t = -\varepsilon_r = -\frac{1+\nu}{E} \sigma_R \cdot \frac{R^2}{r^2} = \frac{R\Delta R}{r^2}$$

og den radiære flytning ΔR i afstanden R fra akse findes til

$$\Delta R = -\frac{1+\nu}{E} R \sigma_R$$

Når den omgivende beton derfor i afstanden R skal yde det radiære tryk σ_R til drejning af et kraftbidrag fra trykkeglerne, vil dette medføre en ringtrækspænding af samme størrelse som σ_R , hvilket kan give anledning til flækningsrevner, hvis revneplaner alle indeholder akse.

Herved øges radius R på den cylinderflade, der kan yde reaktionen, og den nødvendige σ_R mindskes tilsvarende, hvorfor flækningsrevnernes udbredelse vil være endelig.



En teoretisk stangoverflade.

Dette flækningsfænomen vil optræde samtidigt med - og således forstærke - det i det følgende nævnte.

Opfattes stangoverfladen som om, den kun overfører sin overfladeforskydningskraft via tryk foran ribber med en vis ækvivalent højde, der medtager bidrag fra kemiske og elektriske bindinger, samt glødeskal og rust, ses, at grænsefladen til betonen vil kunne meddeles en udadrettet flytning, når knusning foran ribberne og heraf følgende bevægelse indtræder.

Ved anvendelse af den elastiske model ovenfor ses, at en flækning nær stangoverfladen må forekomme, da betonens grænseflade til denne udsættes for et tryk σ_{R1} af størrelse op til f.eks. trykstyrken σ_b divideret med $\sqrt{2}$.

(Egentlig divideret med rod to i anden og ganget med en korrektion for hindret tværudvidelse (i ringretningen), der er lidt under rod to).

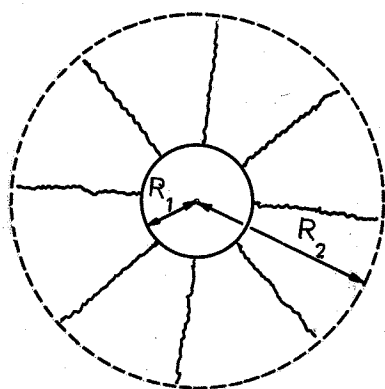
Flækningen vil brede sig til afstanden R_2 , hvor

$$\sigma_{R2} = \sigma_{R1} \cdot \frac{R_1}{R_2}$$

er lig trækstyrken for betonen.

For at få en idé om størrelsesordenen af flytningen (ved tætsiddende ribbesystemer)

$$\begin{aligned} \Delta R_1 &= -(R_2 - R_1) \frac{\sigma_{R1}}{E} \cdot \frac{1 + \frac{R_1}{R_2}}{2} - \frac{1 + \nu}{E} R_2 \sigma_{R2} \\ &= -\frac{\sigma_{R1}}{2E} \left[2(1 + \nu) R_1 + R_2 - \frac{R_1^2}{R_2} \right] \end{aligned}$$



Uendeligt tværsnit med flækning.

indsættes

$$\sigma_{R_1} = -\sigma'_b/\sqrt{2} = -17,7 \text{ MPa} , E = 3,4 \cdot 10^4 \text{ MPa},$$

$$\nu = 0,2 , R_1 = 0,01 \text{ m} , R_2 = \frac{17,7}{1,6} \cdot 0,01 \\ = 0,11 \text{ m}$$

hvoraf

$$\Delta R_1 = 3,5 \cdot 10^{-5} \text{ m} \sim \frac{1}{25} \text{ mm}$$

Denne flytning er noget mindre end overfladeruheden af et almindeligt glat stål, men langt større end den størrelse, ruheden kan nedbringes til ved blankpolering.

Det polerede stål vil derfor helt miste sin vedhæftning, og det glatte delvist, når bevægelsen indtræder, hvilket stemmer med iagttagelser af Abrams [3-01].

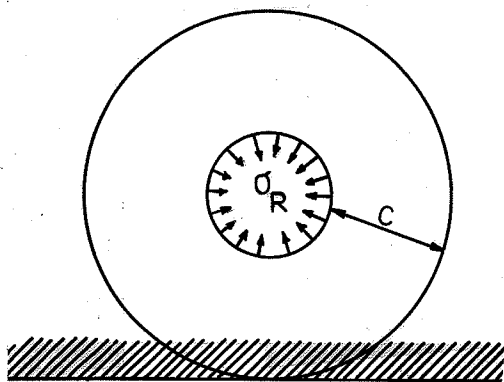
Korrugeret stål har derimod ribber, der er adskillige størrelsesordener højere og med tilsvarende større afstand, hvorfor større og større kraft kan overføres i takt med, at den første del af den relative flytning finder sted.

Det ses, at dersom der i forvejen eksisterede en todimensional tryktilstand omkring stangen, ville dette have en gunstig indflydelse, idet såvel de kegleformede revner som de to typer flækningsrevner helt eller delvist kunne undgås, da træk nu manifesterer sig som aflastet tryk.

Til gengæld må visse trykbrudtilstande påregnes at forekomme ved lavere belastningsniveauer. En højere grad af samtidighed i revneudbredelses- og knusningsfænomener vil derfor kunne forventes, d.v.s. et mere uvarslet forankringssvigt.

Såvidt det ideale tilfælde med et halvueligt medium. Den væsentligste forskel herfra og til et forankringsproblem i en konstruktion består oftest i nærværelsen af en begrænsende flade, beliggende parallelt med stangaksen.

En sådan geometri betyder først og fremmest, at der kun foreligger en begrænset betonskal omkring stangen til optagelse af de radiære kraftbidrag.



Tværsnit begroenset af en plan.

Tænkes indlagt den størst mulige cylinder-skål med ydre radius C om stangen inden for det givne tværsnit, og påvirkes den med den indre spænding σ_R fås ved en elastisk, polær og todimensional betragtning (jfr. f.eks. appendix 1) med de tidligere anvendte betegnelser.

$$\sigma_r = \frac{\sigma_R R^2}{R^2 - C^2} \left[1 - \frac{C^2}{r^2} \right] \quad \text{og}$$

$$\sigma_t = \frac{\sigma_R R^2}{R^2 - C^2} \left[1 + \frac{C^2}{r^2} \right]$$

d.v.s. at ringtrækspændingen ved stangoverfladen nu har en større numerisk værdi end den påførte indre trykspænding $-\sigma_R$, hvilket også er påpeget af Tepfers [3-24], der i øvrigt angiver grænsen $C = 1,558 R_1$ (R_1 var stangens radius), hvorunder sådanne revner altid øjeblikkelig vil slå igennem til overfladen.

Med større afstand C til overfladen vil revnerne udvikle sig med øget belastning til dybden $R_2 = 0,486 C$, hvor den største reaktion kan ydes af dæklaget.

Den er $\sigma_{R_1} = -0,300 \cdot \sigma_b \cdot \frac{C}{R_1}$, hvor σ_b er trækbrudspændingen for betonen. Ved yderligere belastning vil revnerne slå igennem og forankringssvigt indtræde.

I områder med ringe dæklagstykkelse og manglende ydre trykspændingstilstand, må man derfor anvende en tværarmering, dersom større forankringskræfter skal optages.

Denne vil samvirke med betonen i det øjeblik flækningsrevnerne når ud til dens niveau, forudsat at den ikke er for svag (jfr. f.eks. professor Efsens resultat, at τ var konstant for forholdet c mellem hovedstålets- og spiralens vægt større end ca. 8).

Af de foregående analyser fremgår, at dannelsen af indre flækningsrevner kun vil influere nævneværdigt på forankringsevnen af glatte og især polerede stænger, hvorimod korrugerede stål vil bevare praktisk taget den fulde vedhæftning indtil flækningsrevnerne slår igennem.

Dette flækningsbrud vil således være uafhængigt af stangens form, når blot ribberne sidder rimeligt tæt, har en ikke for lille højde og har en hældning på mere end 45 grader med stangaksen.

Ved mindre hældninger ses, at glidningen vil fordre større udadrettede spændinger, hvorfor forankringsbrud som følge af flækning her vil kunne ske ved et lavere belastningsniveau, hvilket forsøgene entydigt har bekræftet.

Alle de i handelen værende korrugerede stål i Norden må derfor forventes at give flækningsbrud for samme last, dersom tværsnittets geometri er konstant. Dette underbygges yderligere af forsøg (Losberg og Olsson [3-15]).

Undersøgelsen af forankringssvigt som følge af flækning vil derfor være uafhængig af det anvendte korrugerede stål, men alene afhænge af tværsnittets geometri samt egenskaberne af betonen og den anvendte tværarmering.

Forankringssvigt kan med andre ord ske på to måder:

- 1) Direkte udtrækning af armeringsstangen.
- 2) Brud som følge af flækning.

En eftervisning af forankringsevnen for et tværsnit skal omfatte begge disse brudmåder. 2) kan eftervises ved beregning, f.eks. på den af Tepfers angivne måde, eller ved forsøg med et tværsnit af samme geometri. Stålets form får kun indflydelse på 1), som formentlig lettest vil kunne vurderes ved en udtrækningstest, der generelt ikke må involvere brudtype 2).

HØJE TEMPERATURER

Ved høje temperaturer vil materialeegenskaberne ændres, hvad der naturligvis vil påvirke forankringsevnen. Det forekommer derfor overraskende, at så få har givet sig af med undersøgelser heraf, i særdeleshed i betragtning af, at disse få undersøgelser udviser drastiske fald i lastniveauerne ved forankringsbrud.

Faldene angives navnlig for de glatte ståls vedkommende at være så store, at forankringssvikt ofte må skønnes at blive dimensionsgivende under brand.

Murashev 1954

En af de tidligst kendte angivelser af forankringsstyrken som funktion af temperaturen stammer fra Murashev 1954 og gengives af Bushev [3-04].

Oplysningerne om forsøgsproceduren er få, men det siges, at det drejer sig om restforankringsstyrken af glatte og korrugerede stål i betonprismer efter opvarmning til de respektive temperaturer og påfølgende afkøling.

Endnu mindre detaljeret anfører Neville [3-19], pag. 265, forankringsstyrken som ned til halvdelen allerede ved 2-300°C og yderligere, pag. 288, at samme effekt optræder ved højtryksdamphærdning.

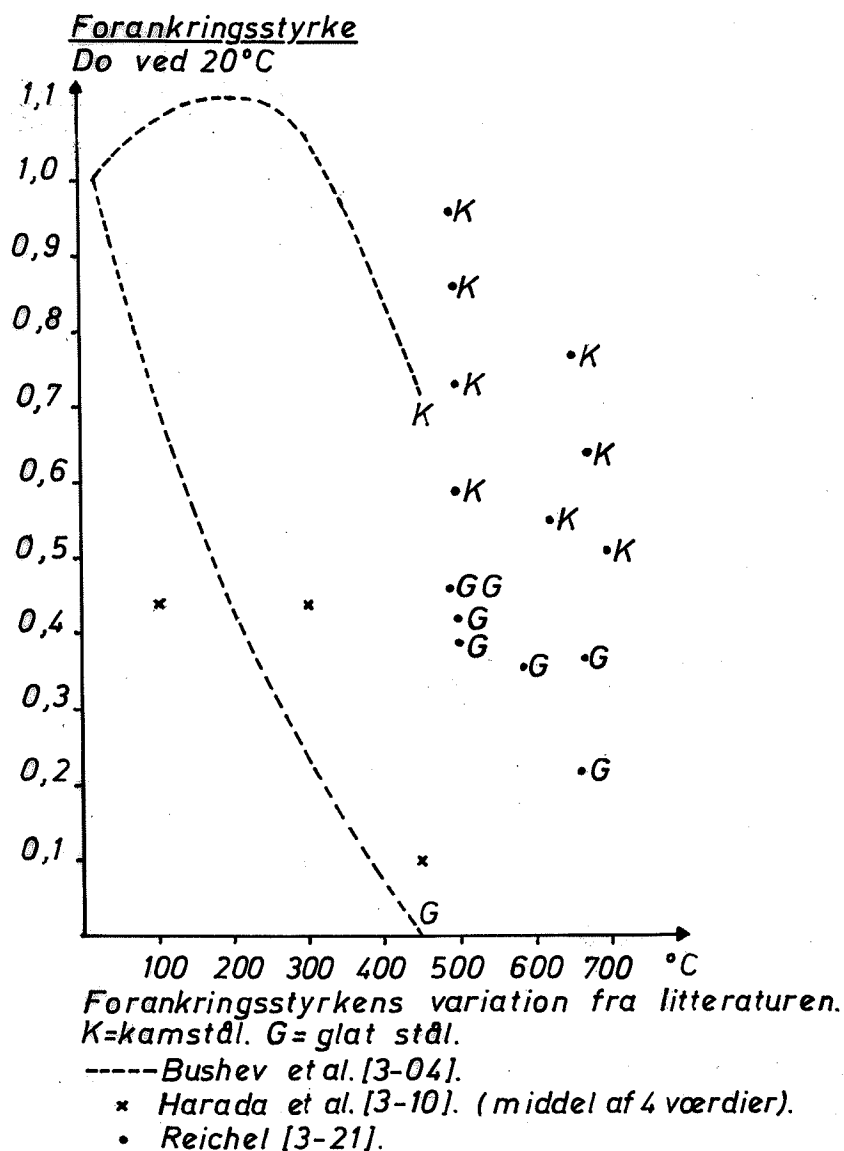
Harada et al.
1972

Fra 1972 kendes en undersøgelse af bl.a. forankringsstyrken ved Harada, Takeda, Yamane og Furumura [3-10].

Cylindre Ø 10 cm og højde 20 cm med en centralt placeret armeringsstang støbtes af en beton på $\sigma'_b = 33,5$ MPa (28 d.) med V/C = 0,527 komponeret af vand 193 kg/m³, cement 360 kg/m³, flodsand 690 kg/m³ og flodgrus 1121 kg/m³, alt tilslag er kvartsholdigt. Prøvelegemerne opvarmedes i serier af 4 efter 26 måneder, hvor $\sigma'_b = 47,7$ MPa, med 0,5°C/min til 100, 300 og 450°C. Temperaturen holdes i 72 timer og der afkøles over 48 timer.

Armeringsstængernes ellers frie overflader var herunder beviklet med asbestgarn. Desværre har man glemt at anføre armeringens art, men af resultaterne at dømme, må det dreje sig om glatte stål med diameter 10-20 mm.

Det nødvendige belastningsniveau for glidningen 0,05 mm, henholdsvis brud, faldt til ca. 44%, henholdsvis 50-60% ved 100-300°C og 10%, henholdsvis 10% ved 450°C, hvor 100% svarer til $\tau = 4,1$, henholdsvis 4,4 MPa.



Heraf ses bl.a. at bruddet bliver mere u-
varslet ved højere temperaturer. Til sam-
menligning kan nævnes, at trykstyrken kun
faldt til ca. 60% ved 450°C.

Reichel 1978

Et omtrent lige så dystert billede synes
en tjekkisk undersøgelse fra 1978 (Reichel
[3-21]) at tegne.

Af beton med $V/C = 0,6$, 60% flodsand og 40% knust
granit med $d_{\max} = 16$ mm formedes 45 cm lange pris-
mer med kvadratisk tværsnit af sidelængde 15 cm
over et net af $\varnothing 5$ mm stål med maskevidde 10 cm.
Centralt indstøbtes til en dybde af 30 cm et stål
 $\varnothing 14$ mm af type 10216, d.v.s. glat eller 10425 med
ribber. 180 døgn gamle prøver opvarmedes i en ovn,
der fulgte ISO-standardbrandkurven til den gennem-
snitlige temperatur ved stangoverfladen nåede om-
kring 300°C, henholdsvis 500°C, efter 1, henholds-
vis 1½ times forløb. Efter 24 timer foretoges ud-
trækningstesten i kold tilstand.

Opvarmningshastigheden ved denne procedure er for stor, hvis testen skal have nogen generel værdi.

Prøvelegemer uden trådnetarmering, der udsattes for samme behandling, viste sig da også at være så beskadigede, at de ikke kunne fjernes fra ovnen hele.

Desuden vil denne test - ligesom de øvrige omtalte - på én gang kunne involvere såvel ren udtræknings- som flækningsbrud, uden at virkningen af det ene kan holdes ude fra den geometrisk bestemte virkning af det andet.

Forsøgene kan dog betragtes som en illustration af forholdene for denne og beslægtede geometrier.

For beton af type 170 (17 MPa) faldt forankringsstyrken til ca. 42%, 36% og 23% ved ca. 500°C, 585°C og 660°C for glat stål med 100% svarende til $\tau \sim 3,3$ MPa og for ribbestål til 78% og 71% ved ca. 490°C og 660°C. (100% $\Rightarrow \tau \sim 3,6$ MPa).

For beton af type 330 og glat stål fik man 44% og 36% ved ca. 495°C og 660°C (100% $\Rightarrow \tau \sim 3,3$ MPa) og for ribbestål ca. 80%, 55% og 51%, henholdsvis 495°C, 620°C og 695°C (100% $\Rightarrow \tau \sim 3,8$ MPa).

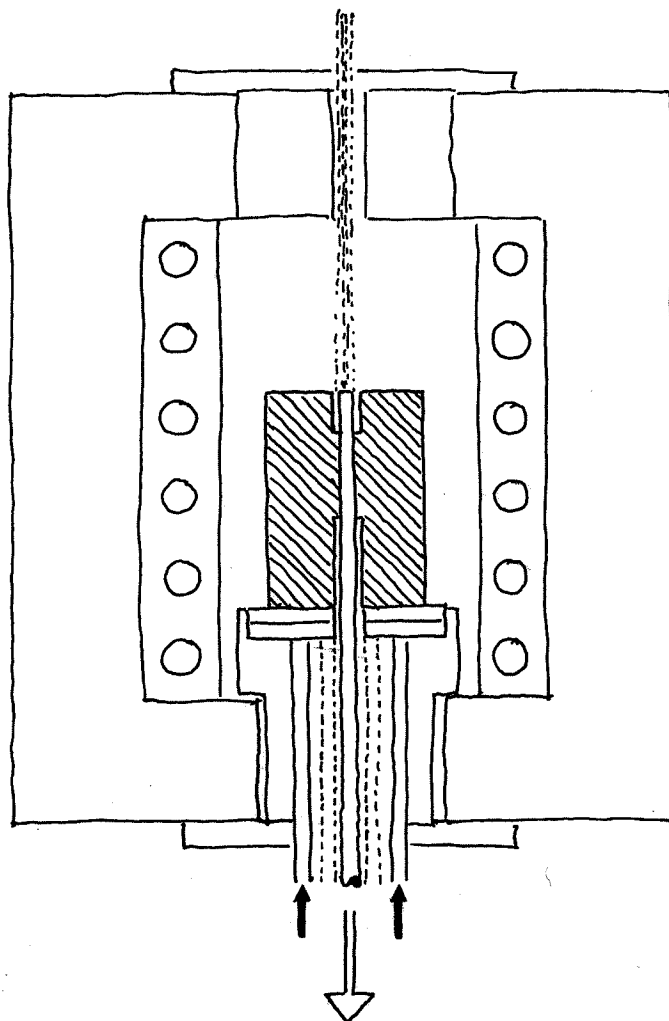
Også heraf ses forholdsvis større tab i forankringsevnen for glatte stål end for korrugerede.

Det billede, som de nævnte forsøg giver af forankringsevnen bekræftes yderligere af de foreløbige resultater fra et eksperimentelt arbejde, udført ved University of Edinburgh (personlig kontakt); men også her anvendes prismatiske prøvelegemer med kvadratiske tværsnit og centralt placerede armeringsstænger.

Sager 1979

Under arbejdet med nærværende projekt er yderligere (sommeren 1979) fremkommet oplysninger om foreløbige resultater af en forsøgsserie til belysning af forankringsproblemet ved - og efter påvirkning af - høje temperaturer (Sager [3-23]).

Prøvelegemet har en udformning, der i sin idé minder om Losberg og Olssons første prøvelegeme [3-15], der tidligere er omtalt; blot går jeg ud fra, at det her



Sagers opstilling

drejer sig om en cylinder. Den har højden 19,5 cm og diameter 17,1 cm, hvori armeringsstangen indstøbes centralt. To koniske formstykker danner udspæringer af $\varnothing 3,5$ cm langs stangen, så denne kun står i forbindelse med betonen over et stykke af længde 8 cm.

En omfattende forsøgsserie er planlagt med variation af ståltype, tilslag, vand/cementtal, vand contra luftlagring, belastningsforhold og temperaturen, alt sammen med stældiameteren fast lig 16 mm.

Jfr. omtalen af Losberg og Olssons forsøg, er den anvendte geometri ikke så uhensigtsmæssig som ved de tidligere forankringsbrandforsøg.

Det må derfor forventes, at forsøgsserien vil give et væsentligt bidrag til forståelsen af de mekanismer, der bestemmer vedhæftningens variation med de anførte parametre.

Følgende kan dog indvendes mod metoden:

1) Normalspændingsfordelingen langs stangoverfladen vil variere på grund af momentet hidrørende fra modholdsreaktionens afstand fra stangaksen. Dette optages dog hovedsagelig ved ringvirkning, men især vil en kærsvirkning kunne optræde ved enderne af det 8 cm lange vedhæftningsstykke.

2) Ved denne prøvning vil radiære flækningsrevner optræde nær stangoverfladen også før den maksimale last nås.

Dette vil ikke i sig selv betyde noget væsentligt for resultatet, jfr. det tidligere anførte om størrelsesordenen af den åbning, som det giver anledning til.

Derimod vil det uundgåeligt forårsage et flækningsbrud i det øjeblik trækstyrken af betonen er blevet tilstrækkelig lav, grundet dannelse af mikrorevner.

Med andre ord vil prøvningen ikke adskille flæknings- og vedhæftningsbrudfænomenerne ved temperaturniveauer over ca. 350°C, og er således reelt uanvendelig til dimensioneringsformål over denne temperatur.

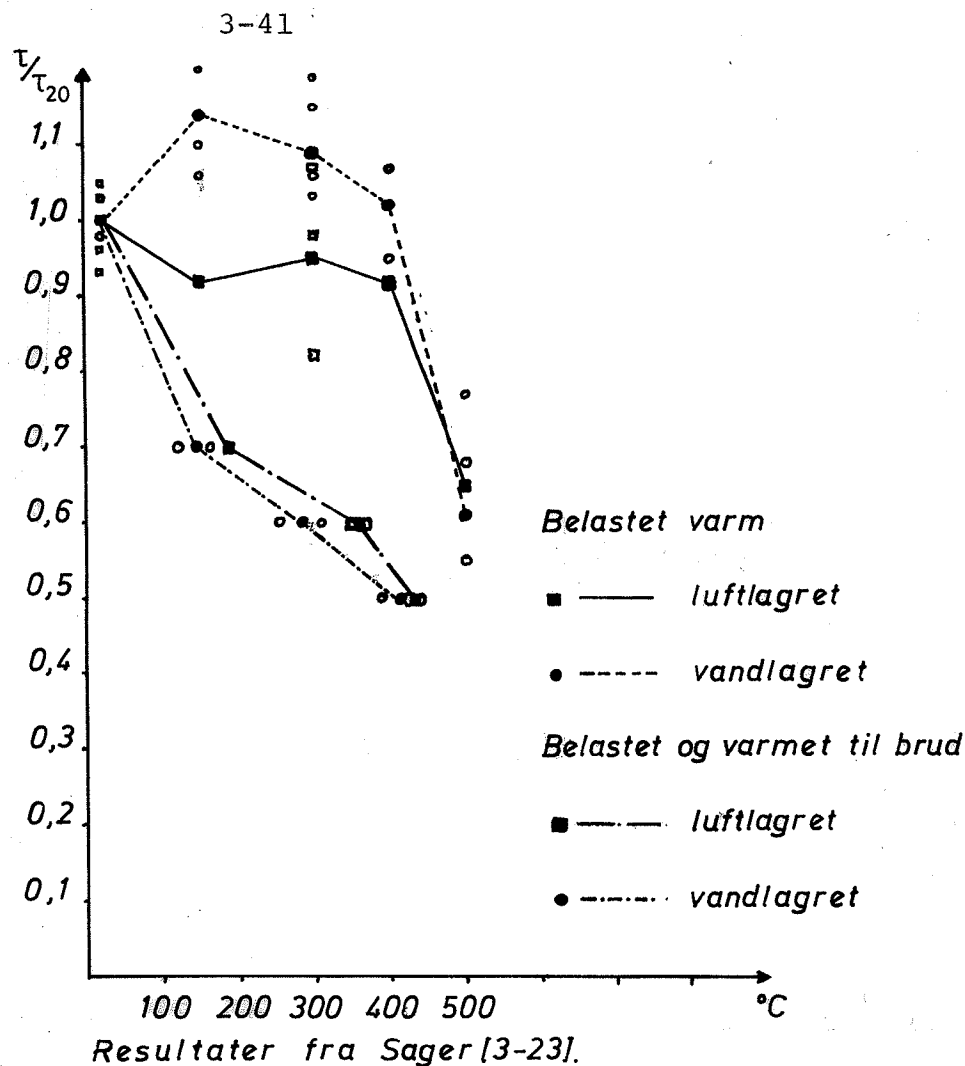
3) Betonlegemet skal være stort for at optage de betydelige udadrettede kræfter fra stangen.

Ved stangdimensioner over de anvendte 16 mm vil betonen skulle have et så stort tværsnit, at en væsentlig lavere opvarmingshastighed må anvendes, hvis for store termiske spændinger skal undgås.

Variation af stangstørrelsen vil derfor ikke være mulig udover de 16 mm, hvis forsøgene skal kunne sammenlignes.

Dette har da også været afgørende, da forfatteren, trods kendskabet til Losberg og Olssons prøver, alligevel foreslog en helt anden geometri for sine prøvelegemer (se senere).

Fra Sagers undersøgelser kendes i dag de første resultater for vand-, henholdsvis luftlagrede prøver (20°C, 65% RF) af kvartsgrubeton V/C = 0,85 og stål: BSt 420/500 RK Ø 16 mm og opvarmingshastigheden 1°C/min.



Resultater fra to lasttilfælde kendes nemlig 1) belastning til brud i varm tilstand og 2) belastning til henholdsvis 70, 60 og 50% af koldbrudværdien med efterfølgende opvarmning til brud.

Disse er nyoptegnet på nærværende figur.

Et tredje lasttilfælde, hvor der først belastes efter afkøling, altså en reststyrkeprøvning, er ikke gennemført endnu.

Under opvarmningen med $1^{\circ}\text{C}/\text{min.}$ vil prøvelegemer af disse dimensioner få indre temperaturforskelle på ca. $50-60^{\circ}\text{C}$ og dermed hindrede tøjningsforskelle på ca. 0,5 o/oo mellem yderzone og kerne, jfr. udvidelseskurver for beton med kvartsholdigt tilslag hos f.eks. Weigler og Fischer [3-25], p.40.

Egne undersøgelser over elasticitetsforholdene for beton med $V/C = 0,87$, d.v.s. meget nær som den her anvendte, viser at E-modulet omkring 200°C andrager ca. 20 GPa (mod ca. 30 GPa ved 20°C).

Der må derfor påregnes indre trækspændinger på op mod

$$\frac{1}{2} \cdot \frac{0,5}{1000} \cdot 20 \cdot 10^3 = 5 \text{ MPa}$$

i prøvelegemets centrale del.

Dette vil formentlig ikke skade legemet med hensyn til reststyrkeundersøgelser og varmstyrkeundersøgelser, hvor en termisk udligning først har fundet sted; men ved en opvarmning til brud med konstant last vil dette øge udbredelsen af de radiære flækningsrevner (der jo starter i centrum) og dermed åbne mulighed for et alt for tidligt flækningsbrud, kraftigt tilskyndet af stålets udvidelse i varm tilstand.

En sådan testprocedure vil derfor næppe give nogen idé om vedhæftningsforholdene med den anvendte geometri, og det må således antages, at de målte værdier for dette lasttilfælde er for små.

Sammenfattende for Sagers metode kan det siges, at den omstændighed, at betonlegemet skal yde en ringvirkning er så uheldig, at resultaterne højst kan blive vejledende med hensyn til vedhæftningsforholdene.

STÅLUDVIDELSE

På dette sted bør opmærksomheden henledes på virkningen af den betragtede armeringsstangs varmeudvidelse.

Med en varmeudvidelseskoefficient for de relevante temperaturer på ca. $13 \cdot 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ (Lie [3-14], pag. 141) ses, at den maksimalt forventelige udvidelse af denne årsag vil være af størrelsesorden

$$\Delta R_1' \sim 0,01 \cdot 13 \cdot 10^{-6} \cdot 500 \sim \frac{1}{15} \text{ mm}$$

der vil optræde primært under flækning af betonen tæt ved stangen.

(Regnes plant, polært og elastisk på samspillet mellem armeringsstangen med radius R, og et uendeligt medie, fås med den endelige flytning ΔR_1 ($< \Delta R_1'$), at den radiære spænding σ_{R1} , gives ved (jfr. f.eks. appendix 1)

$$\sigma_{R_1} = - \frac{\Delta R_1' - \Delta R_1}{R_1} \cdot \frac{E_s}{1 - \nu_s} = - \frac{E_b}{1 + \nu_b} \frac{\Delta R_1}{R_1}$$

hvor s og b indicerer henholdsvis stål og beton.

Dette giver

$$\Delta R_1 = \frac{\Delta R_1'}{1 + \frac{E_b}{E_s} \frac{1 - \nu_s}{1 + \nu_b}}$$

og med værdier svarende til forholdene ved ca. 500°C.

$$E_b = 1,7 \cdot 10^4 \text{ MPa} , \quad \nu_b = 0,2$$

samt

$$E_s = 1,3 \cdot 10^5 \text{ MPa} \text{ og } \nu_s = 0,4$$

fås

$$\Delta R_1 = 0,94 \Delta R_1' \text{ og } \sigma_{R_1} \sim -90 \text{ MPa} = -\sigma_t$$

så en flækning ville være indtrådt på et tidligere stade af opvarmningen.

Det ses, at varmeudvidelsen af armeringsstangen vil give et ikke uvæsentligt bidrag til det radiære tryk, som må indgå i en flækningsberegning.

Det ses tillige, at dette bidrag vil være praktisk taget uafhængigt af den benyttede stangtype.

Yderligere ses, at den radiære flytning som følge heraf i lighed med tidligere omtalte flækningsgivende fænomener er af størrelse som en glat stangs ruhed, og dermed adskillige størrelsesordener mindre end kammene på de korrugerede stål.

Heller ikke dette fænomen vil derfor give nogen stangtypeafhængig indvirkning på det rene udtrækningsbrud, hvorfor dette fortsat kan behandles uafhængigt af flækningsbruddet for korrugerede stænger.

For det glatte stål derimod, kan resultatet blive et regulært vedhæftningssvigt.

Med andre ord:

Varmeudvidelsen af en armeringsstang skaber en åbning omkring denne primært som følge af flækning af den tilgrænsende beton.

Åbningen er så lille, at den praktisk taget ikke får indflydelse på vedhæftningen af de korrugerede stål, men så stor at de glatte stål må påregnes at miste deres vedhæftning totalt.

Dette resultat stemmer smukt med de tidligere omtalte forsøg. Allerede på dette sted vil en generel advarsel om at anvende glatte stål i konstruktioner, der skal bevare bæreevnen under og efter påvirkning af høje temperaturer, være på sin plads.

På grund af sit ringe relative fald i flydespænding ved høje temperaturer og sin store brudtøjning anvendes stål 37 ofte til netop sådanne konstruktioner.

Bedst ville det derfor være, om man fremstillede et stål 37 med korrugering.

I forbindelse med eftervisning af forankringsevne under og efter brand, bør to flækningsberegninger i princippet gennemføres:

Bidraget til det radiære tryk, som følge af stålets varmeudvidelse, plus det normalt optrædende tryk, hidrørende fra den overførte forankringskraft, skal vurderes i forhold til konstruktionens geometri og betonens og tværarmeringens egenskaber under opvarmningen.

Efter branden vil stålet til en vis grad genvinde sin stivhed og styrke (bl.a. afhængigt af koldbearbejdningen). Til gengæld vil betonen ved luftens påvirkning under og efter afkølingen undergå et yderligere fald i såvel stivhed som tryk- og trækbrudstyrke.

Derfor kan en flækningseftervisning i kold tilstand især for tværsnit med ringe tværarmering give lavere bæreevner end man fandt i varm tilstand.

Altså bør flækningsberegning foretages såvel for kold tilstand, som under opvarmningen.

Begge beregninger vil, som det fremgår af ovenstående, være uafhængige af det anvendte ståls korrugering, og kun afhænge af tværsnittets geometri samt betonens og tværarmeringens egenskaber.

PRØVEMETODENS GENERELLE FORM

Foruden flækningsbruddet skal det rene udtrækningsbrud vurderes. Den tidligere diskussion heraf for kold tilstand vil også stort set gælde under og efter brand, omend materialeegenskaberne her er anderledes.

Det ses, at der vil være behov for en test, som beskriver variationen af vedhæftningen med temperaturen for en given armering og beton.

Da - som før nævnt - såvel tryk- som trækstyrken for beton er mindre efter afkøling og 3 å 7 dage i luft end i varm tilstand, bør prøvningen i første række tage sigte på restbrudstyrken.

For dette valg taler yderligere, at stålet helt eller delvist kan genvinde sin styrke efter branden, hvorfor udtrækningssvigt bliver mere sandsynligt på dette tidspunkt.

Omvendt kan det altså konkluderes, at dersom udtrækningssvigt ikke vil ske efter branden, vil det heller ikke indtræde under brand, hvorfor en restbæreevneundersøgelse vil være tilstrækkelig med hensyn til ren udtrækning af korrugerede stål.

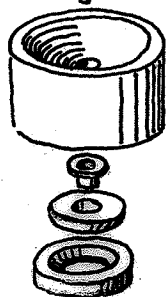
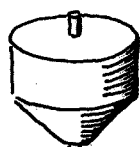
Altså er en kold test 7 dage efter opvarmningen et rimeligt grundlag for en praktisk bæreevneundersøgelse.

Af hensyn til den ødelæggende virkning af for store varmespændinger, skal et rimeligt, jævnt temperaturprofil sikres under opvarmningen.

Ved opvarmning i et almindeligt ovnrum betyder dette, at betonlegemer af størrelse som f.eks. standardcylindre $\varnothing = 15$ cm, $h = 30$ cm ikke bør udsættes for mere end 1 å 2 graders opvarmning pr. minut, hvilket naturligvis giver meget lange varmpåvirkningstider med heraf følgende risiko for uoverensstemmelse med de ønskede materialekarakteristika.

Disse skal jo beskrive forholdene i et enkelt punkt af konstruktionen ved en relativt hurtig opvarmning (ca. $10^{\circ}\text{C}/\text{min}$).

På lidt længere sigt bør det derfor undersøges, om andre opvarmningsmuligheder kunne tages i anvendelse, jfr. f.eks. Hertz [3-12].



Princip for
prøvningssopstilling

Eftersom stål udvider sig under opvarmningen og giver anledning til flækningsrevner, vil ekstraarmering i et prøvelegeme uundgåeligt forstyrre resultatet.

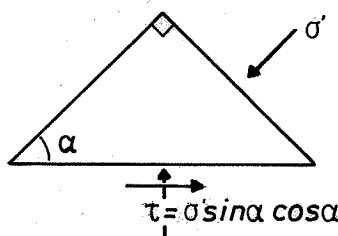
Idealet vil derfor være, om man kunne udforme et prøvelegeme uden tværarmering.

På basis af de opregnede krav og foretagne analyser foreslås en ren udtræknings-test, hvor reaktionen indføres på prøvelegemet rotationssymmetrisk under 45 grader med stangaksen.

Prøvelegemet består af en 45 graders kegle med højde 7,5 cm og grundflade $\varnothing$ 15 cm støbt ud i et med en cylinder af højde 7,5 cm.

I dette legemes akse placeres den pågældende armeringsstang således, at den kan trækbelastes fra keglesiden. Stangen fortsætter 3 cm ud over cylinderens endeflade, så den relative bevægelse her let måles. Modholdet udformes som en svær stålring med en 45 graders kegleformet fordybning.

Denne "manchet" hviler af på et kugleled med teflon/hårdt crom belægning, der sikrer mod skadelig indflydelse af eventuelt utilsigtede excentriciteter, f.eks. hidrørende fra slør i ophængningen af prøvemaskinens travers.



Forskydningsspænding τ
ud fra keglespænding σ'

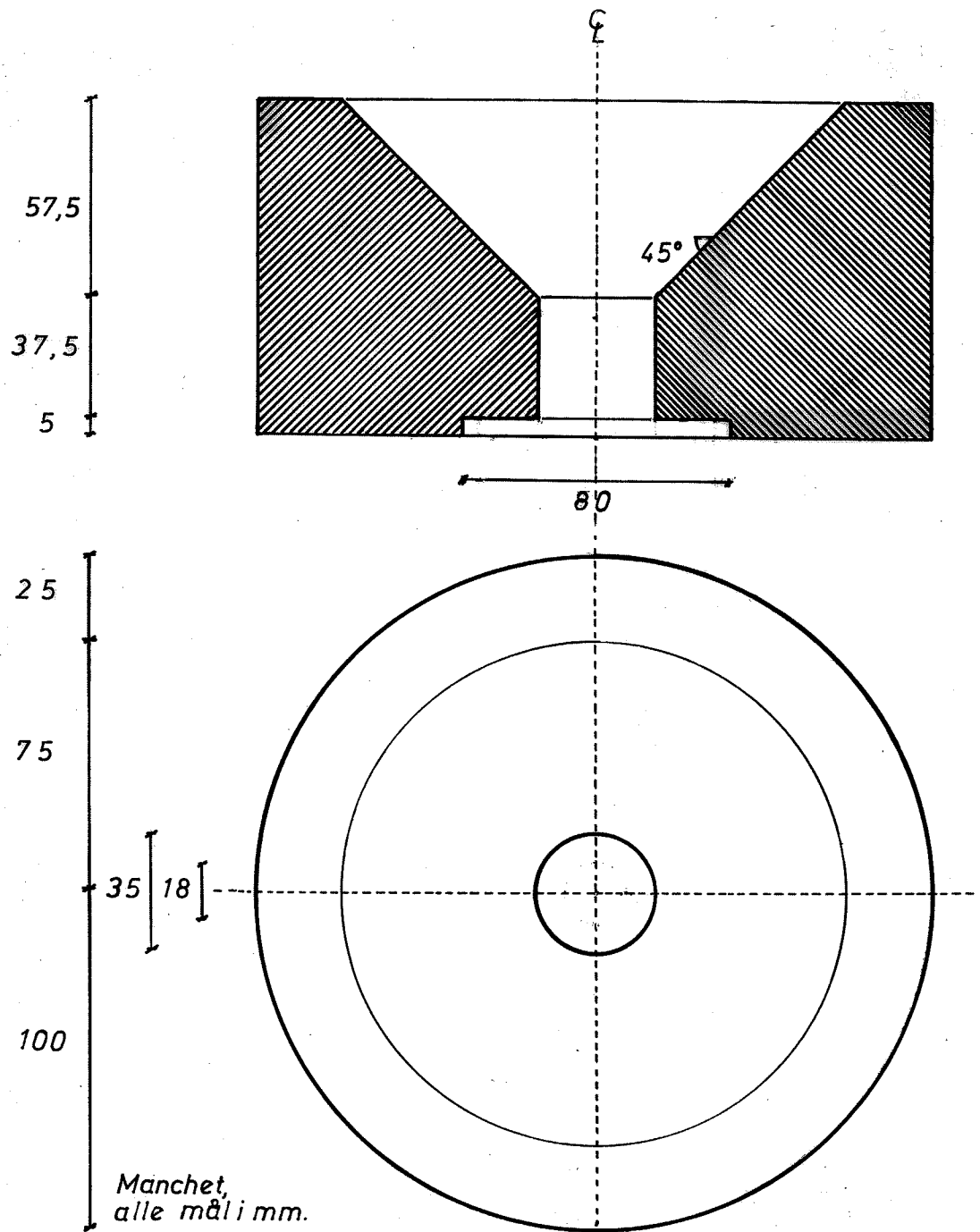
Ved denne udformning opnås, at reaktionen påføres armeringsstangen som trykspændinger med kegleformede fordelinger, hvorfor prøvelegemet ikke skal yde en ringvirkning. Dette betyder, at man undgår både anvendelsen af en skadelig tværarmering og de uheldige egenskaber, som et stort trækpåvirket betontværsnit ville udvise.

Af de omtalte tidligere undersøgelser ses, at disse kegler havde hældningen 45 grader med stangaksen, medmindre der var overvejret en anden påvirkning. At dette vil være tilfældet, kunne imidlertid også indses ved følgende enkle ræsonnement. Betragtes trykspændingen σ' under vinklen α med stangoverfladen, giver den forskydnings-spændingen

$$\tau = \sigma' \sin \alpha \cos \alpha = \frac{1}{2} \sigma' \sin \alpha (2\alpha).$$

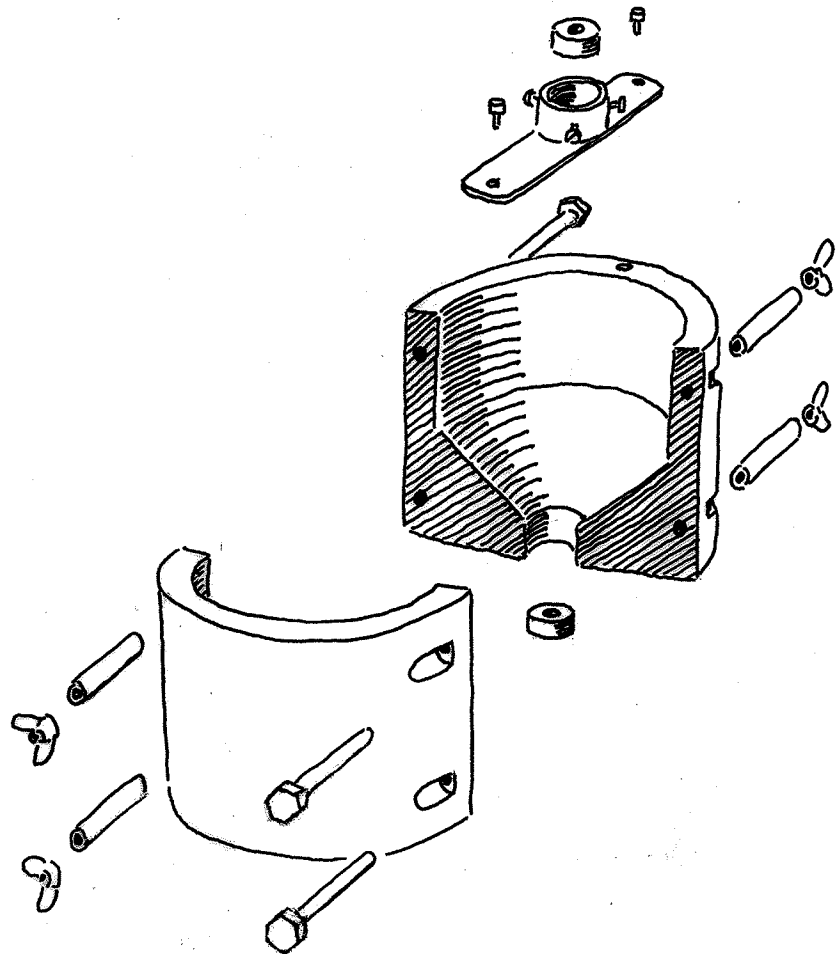
Varieres α fås $\max \tau = \sigma'/2$ for $\alpha = 45$ grader. Med andre ord vil dette være den krafthældning, hvorunder den omkringliggende materie vil yde størst modstand og dermed i størst mulig grad modvirke deformationen. At kræfterne også vil søge at følge en sådan vej, er vist af Reitzel [3-22] f.eks. pag. 117. Omvendt kan siges, at denne kraftfordeling giver den optimale udnyttelse af materialet nær stangen, altså et materialeminimum.

Man kan tænke sig konstruktioner, hvis belastning og geometri er så uheldig, at kraftfordelingen ikke kan indstille sig helt efter dette minimum. Om disse vides, at der er tale om et fladt minimum, hvad der for det foreliggende problem betyder, at den ved testen fundne vedhæftning vil ligge meget nær den virkelige ved mindre variation af hældningsvinklen. I sådanne tilfælde kan testens resultat derfor anvendes ved opstilling af en statisk tilladelig kraftfordeling til brug for en nedreværdiløsning. I denne forbindelse er det særlig ønskeligt at sikre en overkommelig beregningsprocedure, hvor såvel vedhæftnings- som flækningsundersøgelsen begge op til brud betjener sig af 45 grader keglemodellen, hvad man netop opnår ved kombineret anvendelse af den her foreslåede test sammenholdt med teorien fra Tepfers [3-24].

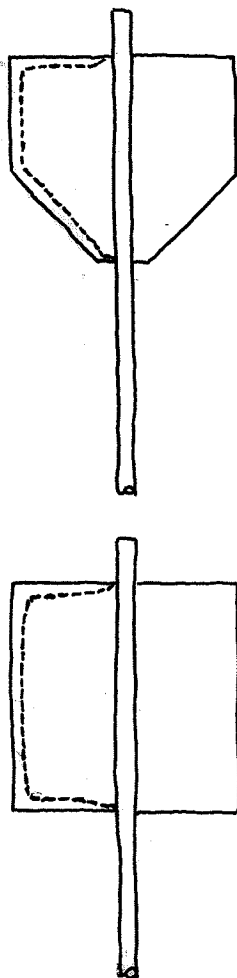
MATERIEL TIL METODENS AFPRØVNING

Manchet
og forme

Af et $\varnothing 200$ mm stål SM50-2/DIN17100 uddre-
jedes et modhold (manchet), hvis mål frem-
går af den viste tegning. Forarbejdnings-
nøjagtigheden var 0,1 mm. Af samme mate-
riale og med samme nøjagtighed fremstil-
ledes 5 støbeforme forsynet med styr til
armeringsstangen via udskiftelige pasringe
henholdsvis i en holder ved formens over-
side og i keglespidsen. Pasringene, der
skal tildannes efter de anvendte armerings-
stål, hviler henholdsvis på tre stille-
skruer i holderen og på randen af huller
i underlaget (et omvendt U-profil).



Form

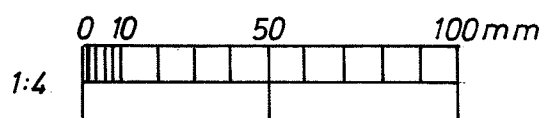
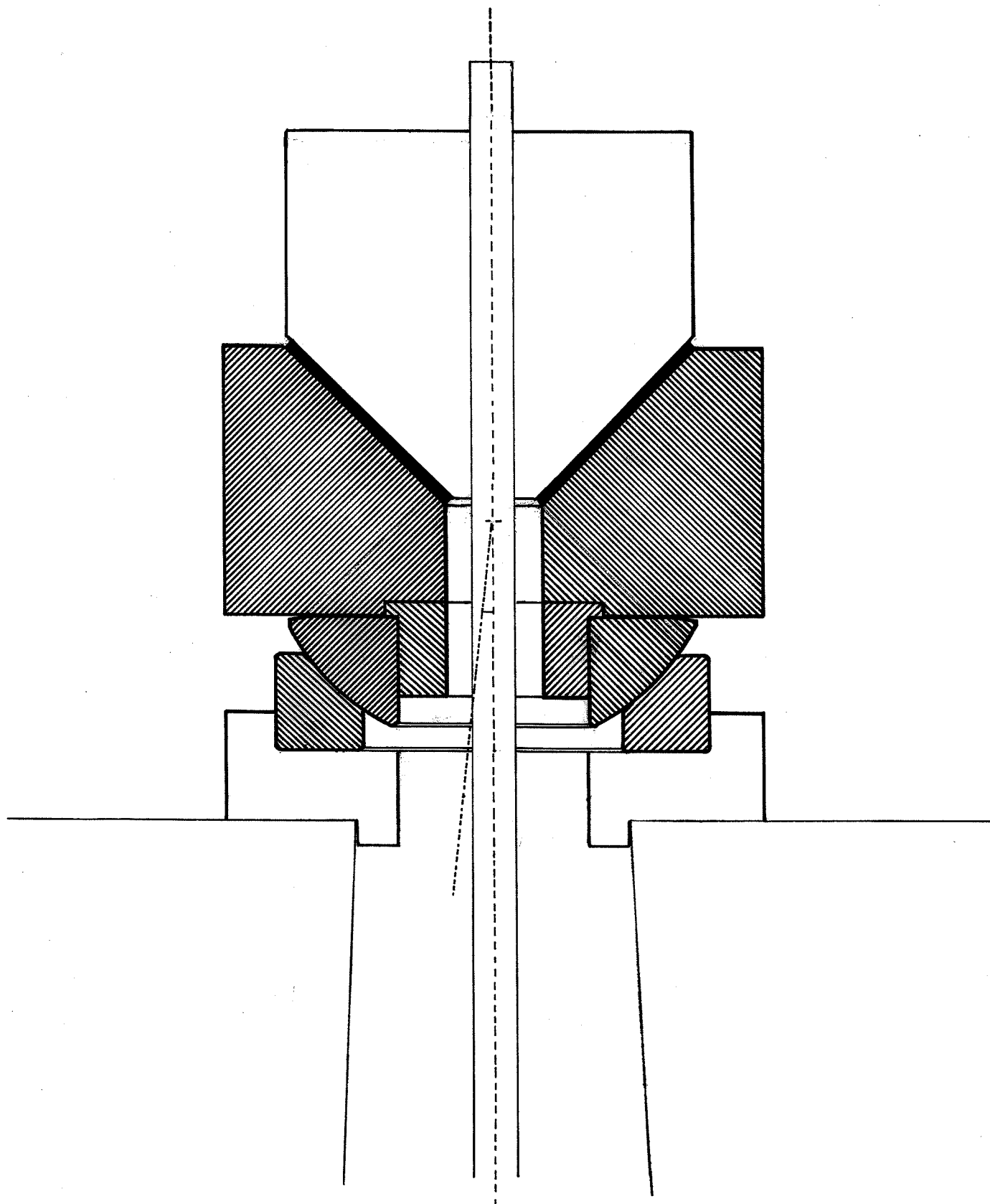


Svind-princip.

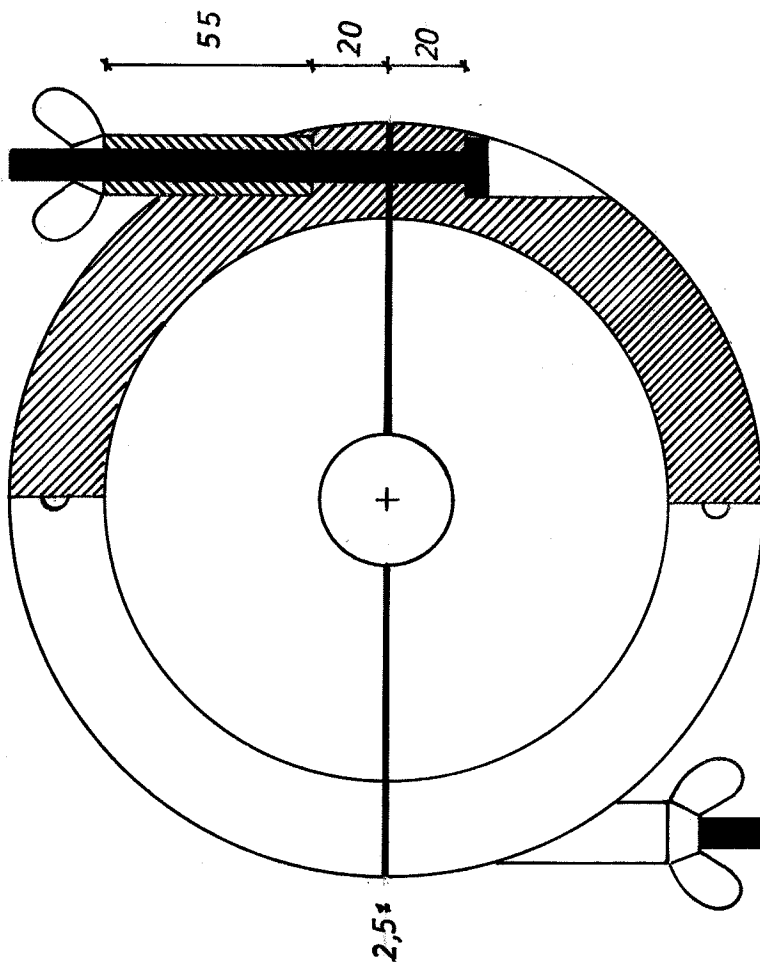
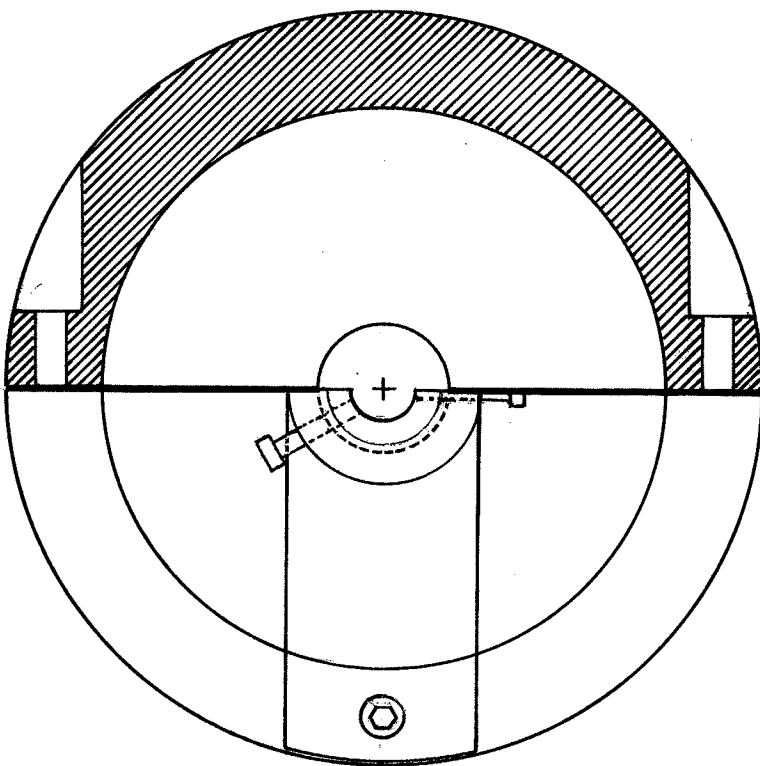
Manchetten anbragtes på et kugleled (GE70 AW) med belægninger af teflon og hårdt crom og herved ringe friktion, og sikredes mod udskridning via et mellemstykke som indre foring af kugleledets øvre part indlejret i en udfræsning i manchestykkets bund, jfr. tegning af opstillingen. Kugleledets nedre part hvilede i et passtykke nedfældet i et hul i den bevægelige travers af en Amsler 50t universalprøvemaskine. Under traversen befinder sig et eksisterende lodret indstilleligt hoved med udskiftelige bakker for fastkiling af armeringsstangen.

Til udligning af trykkoncentrationer hidrørende fra overfladeujævnheder, bl.a. forårsaget af svind, hvis virkning kan forstærkes ved brænding, anbragtes en let udskiftelig neoprene foring (3 mm tyk og shore = 60) i manchestykket.

Det må her bemærkes, at svindet ved den anvendte kegleformede geometri ikke vil give større overfladeafvigelser, end man f.eks. ville få ved en cylinder med plant modhold.

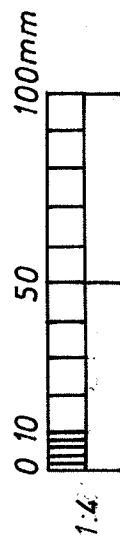


Modhold, manchetttest.
 Leje: GE 70AW
 Mål 1:4, alle mål i mm.
 1979-04-05
 7804/KHZ

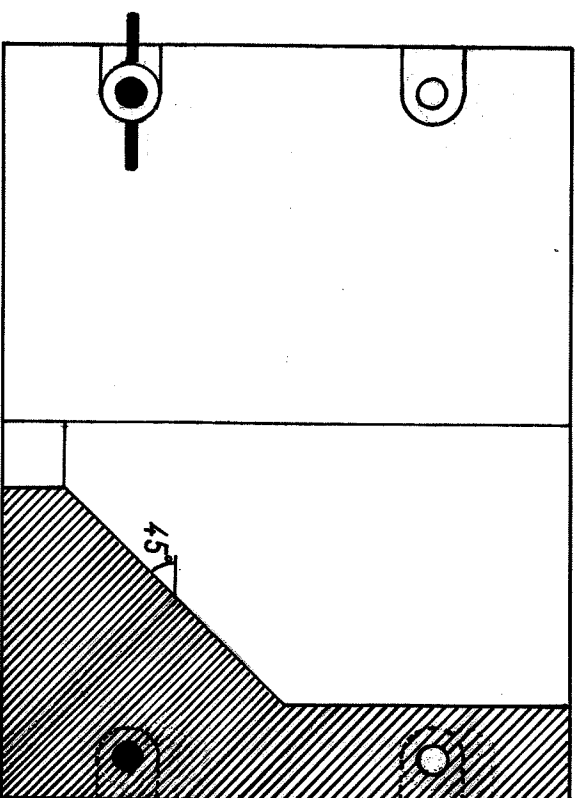
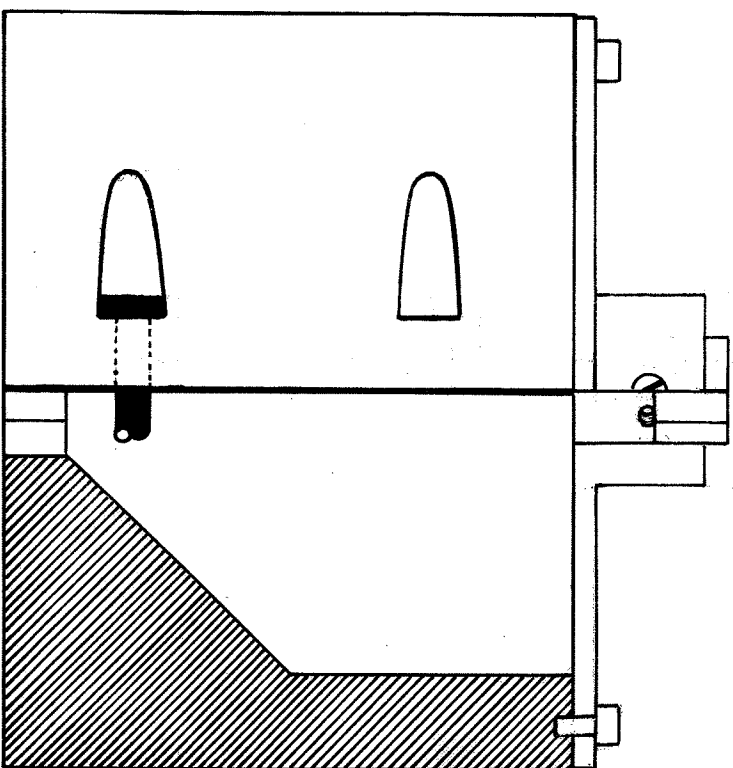


54844

25 57,5 35 57,5 25

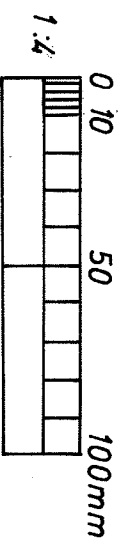


Støbeform, manchetttest
Stål 4 SM 50-2/DIN 17100
Mål 1:4, alle mål i mm.
1979-02-27
7804/KHZ



28
4,8
75
57,5
17,5
31
33
4,8
26

5488



Støbeform, manchettet
Stål: SM 50-2/DIN 17100
Mål 1:4, alle mål i mm
1979-02-27
7804/KHZ

Neoprenen deformerer under volumenkonstans, og da dens frie overflade er lille i forhold til trykarealet, vil sammentrykningen blive ringe, og dermed vil kun optræde ubetydelige tværtøjningseffekter.

Trykarealet i keglen er ca. 250 cm^2 og den frie kant er ca. 14 cm^2 , d.v.s. formfaktoren, der er forholdet derimellem, får værdien 18.

Med den maksimalt optrædende belastning på 137 kN (for K25 stål) bliver trykket omkring 7,7 MPa i neoprenen, d.v.s. ca. 1 å 2% sammentrykning eller 60μ vinkelret på keglefladen og heraf kun 85μ lodret bevægelse af prøven. Med andre ord er kegleformen specielt gunstig ved udnyttelse af neoprenen som trykudlignende mellemlag.

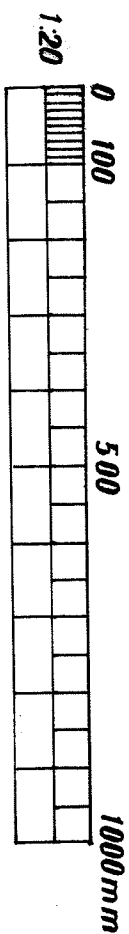
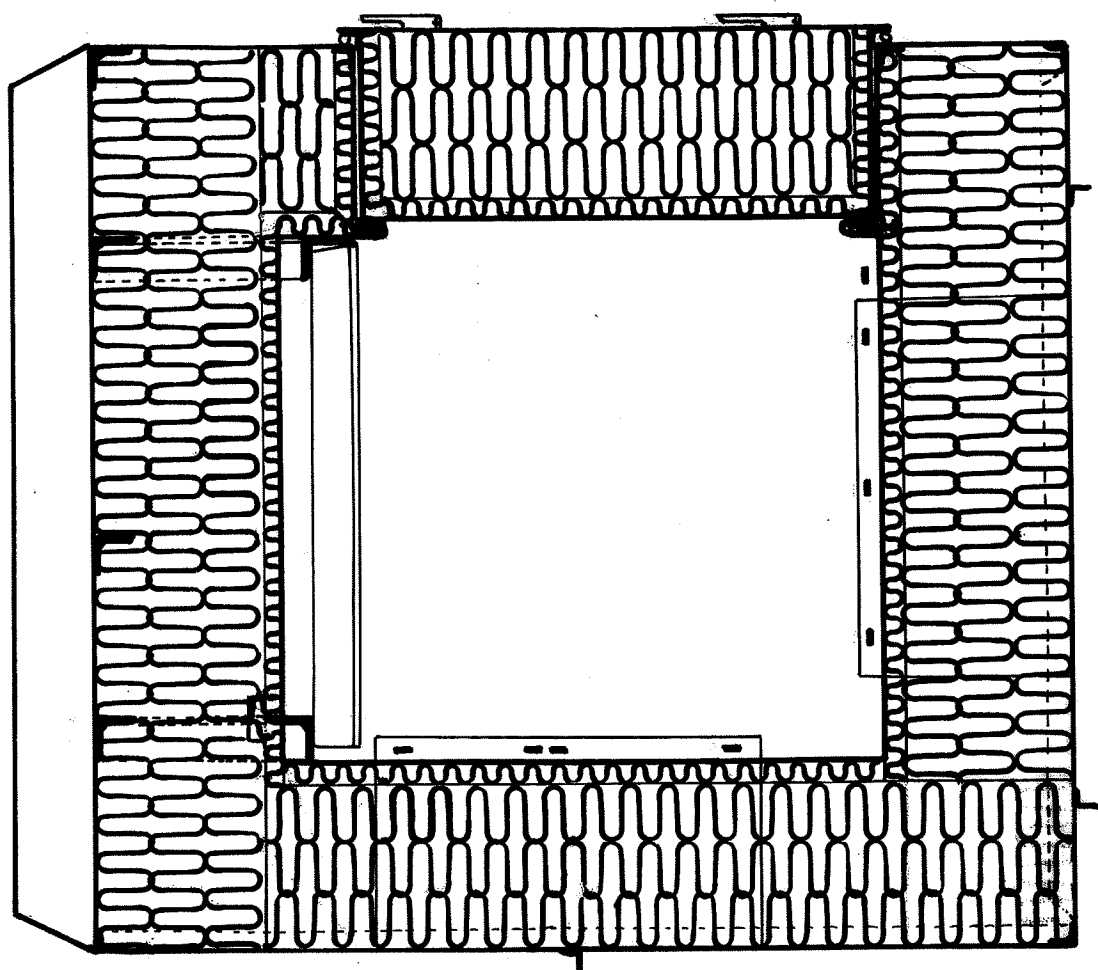
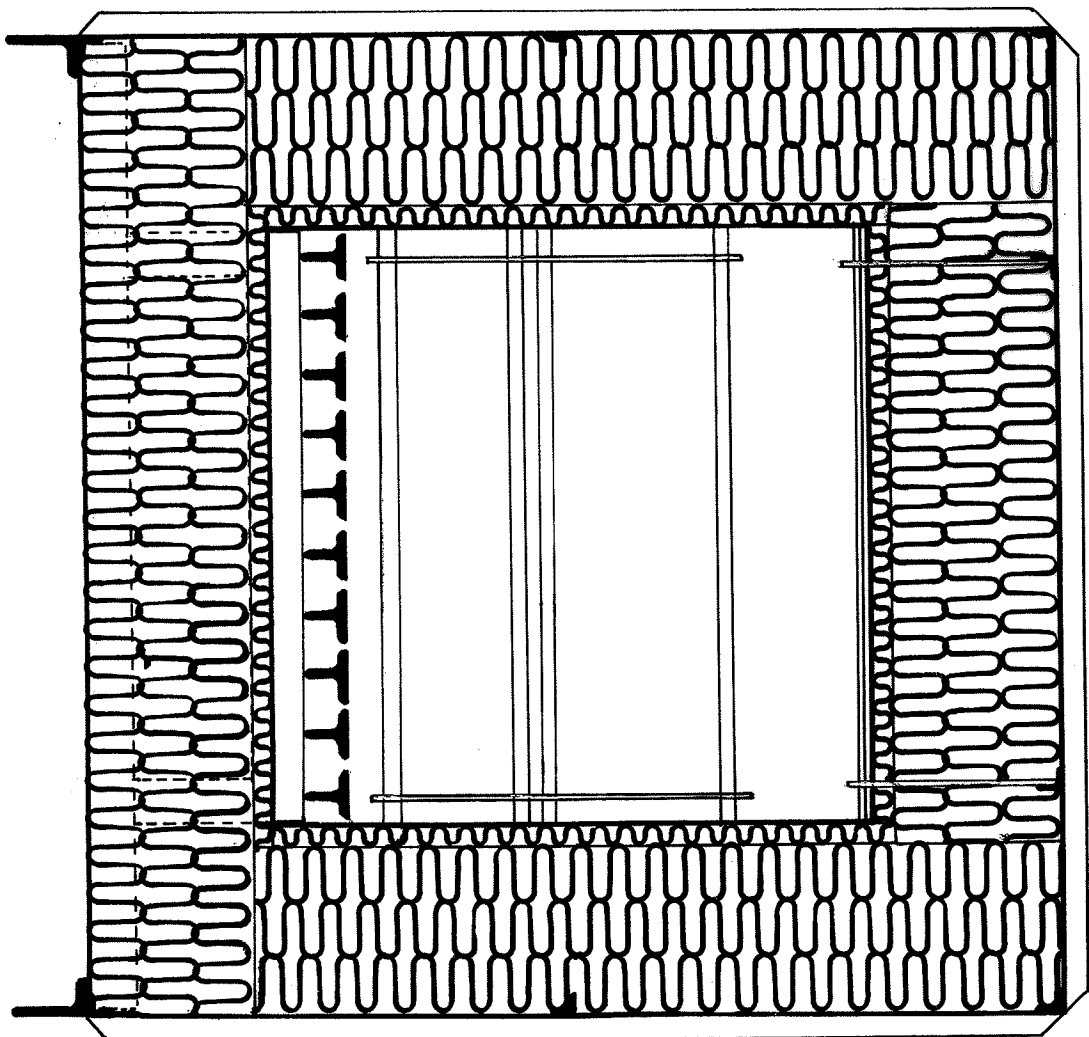
På manchetten anbragtes en holder med en transducer, der kan måle flytningen af armeringsstangens frie, ubelastede ende. Dette er kun tænkt som en kontrol for prøvningens forløb, hvorfor denne enkle fremgangsmåde vælges, vel vidende at målingen også vil omfatte neoprenens lodrette deformation. For bl.a. at konstatere effekten heraf er enkelte målinger foretaget uden neopreneindlægget (G16, T25 og K25 alle fra prøvelegemer uden for den egentlige prøveserie). Kraft-slipkurven viste ingen synlig afvigelse under belastningen til brud, hvad der bekræfter betragtningen ovenfor.

Ovn og
automatik

Til opvarmning af prøvelegemerne konstrueredes en elektrisk ovn, der, som vist på tegningen heraf, fik de indre mål

$b \times d \times h = 80 \times 70 \times 70 \text{ cm}$, og da den på visse områder indeholder nytænkning i forhold til nuværende konstruktionspraksis, omtales dens opbygning i det følgende lidt mere detaljeret, end ellers var rimeligt. Den blev udført af stål og mineraluld. Kassen har en ret svær bundramme båret fri af gulvet, så den kan flyttes med en gaffeltruck. Overbygningen består af en spinkel vinkelstålsstringerkonstruktion, der kun opnår sin rumlige stabilitet ved samvirken med stålpladebeklædningen (selvbærende karrosseri, jfr. Hertz [3-13] og [3-11]).

Mineralulden fastholdes af et stormasket net af 1,5 mm Kantal Al tråd på stritter af samme materiale, svejst til stålpladerne.



For søgsovn
Snit

Mål 1:20

1979-03-27

7804/KHZ

Da hver brænding på grund af ønsket om små temperaturgradienter varer lang tid (op til 29h), har forfatteren ved sin konstruktion lagt vægt på at opnå en god isolering. Derfor monteredes 3 lag á 75 mm stenuld brandbatts med rumvægt 110kg/m³ og inderst 25 mm keramisk fiber på 96 kg/m³ med maksimal tilladelig temperatur 1250°C. Af hensyn til fenolen i stenulden vil denne konstruktion højst tillade 800°C i ovnrummet, hvad der skønnedes tilstrækkeligt som dimensioneringstemperatur. (Forsøgene bekræftede dette, idet betonen her var praktisk taget totalt nedbrudt.)

Til at bære prøverne udformedes en stålrist af 10 T-profiler, 60×60, indspændt i den ene ende og frie for længdeudvidelse i den anden. Hele risten bæres af 4 L 60×60×6 stålben igennem bundens mineraluld. Denne løsning giver ca. samme varmetab som en traditionel tungere og dyrere bund af isolerende sten. Selv om stål er en god varmeleder, $\lambda = 58 \text{ W/m}^\circ\text{C}$, er længden 0,25 m så stor i forhold til tværsnitsarealet $4 \cdot 6,91 \cdot 10^{-4} \text{ m}^2 = 28 \cdot 10^{-4} \text{ m}^2$, at varmetabet herfra kun andrager

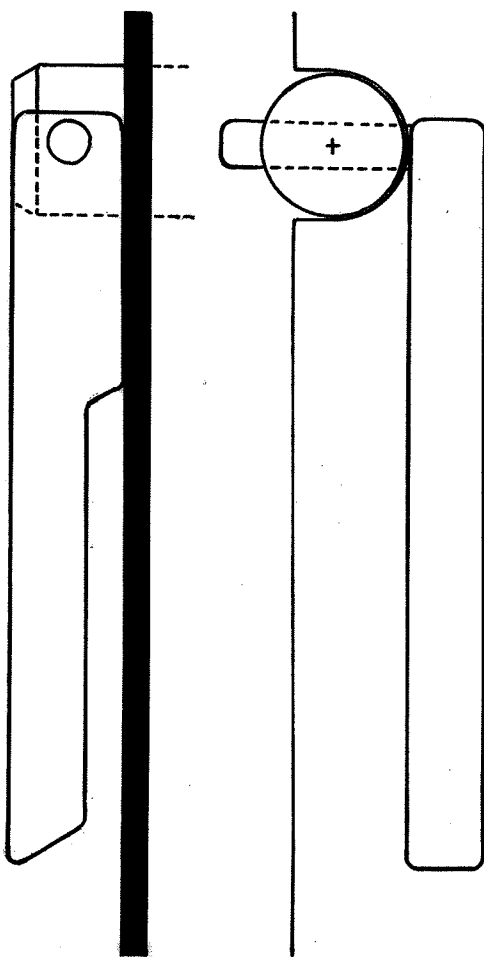
$$Q_{\text{stål}} = \frac{58 \cdot 28 \cdot 10^{-4}}{0,25} (800 - 87) = 463 \text{ W}$$

(en bund af 25 cm molersten $\lambda = 0,29 \text{ W/m}^\circ\text{C}$ bruger også 463 W) ved maksimal ovntemperatur. Dette er omkring en fjerdedel af ovnens samlede varmetab.

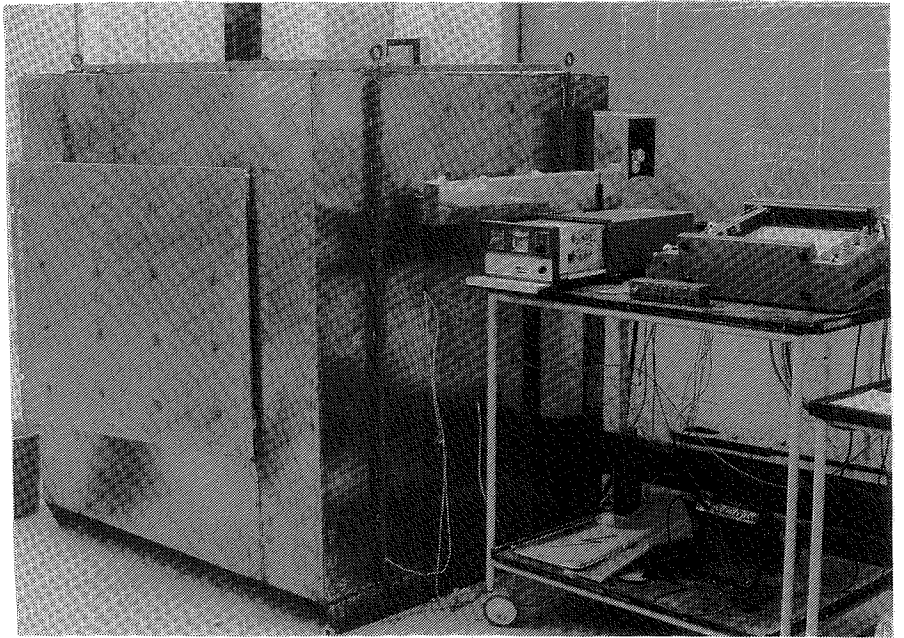
Overfladetemperaturerne var i langt de fleste målepunkter ca. 35°C ved 800°C ovntemperatur.

Til opvarmning anvendes 8 stk. 900 W 3-fasede varmelegemer, der via 6 stk. fastmonterede 3-fasede relæer styredes af en kontrolenhed.

Kontrolenheden blev bygget i Japan efter forfatterens specifikationer (pr. telex) og fløjet til Danmark. Den styrer elektronisk ON/OFF forholdet via P-, I- og D-funktioner (Proportionalbånd, Integral akkumulation og Differentialcheck) ud fra måling af ovnrumstemperaturen sammenholdt med et mekanisk tilvejebragt sætpunkt (dobbelt udskifteligt gear) følgende en trapez temperatur-tidskurve.



Design af excentrisk tilspændingsdel til døråge på ovn.



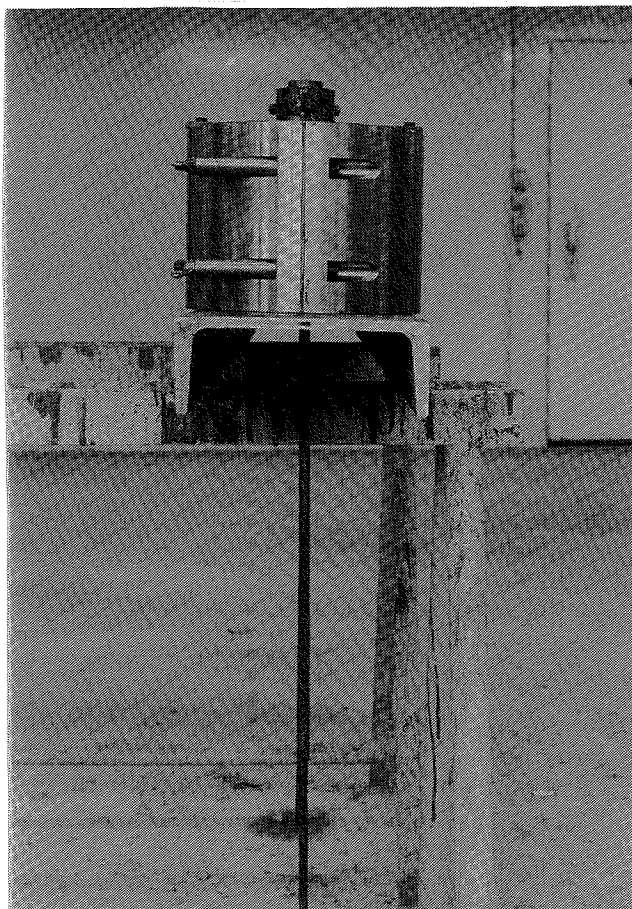
Ovn og kontrolenhed.

Uafhængigt heraf målttes og optegnedes ovntemperaturens variation på en skriver. Begge temperaturmålinger foretoges af $\varnothing 1,5$ mm NiCr-Ni kappetermoelementer DIN 43710 midt i ovnrummet.

Desuden optegnedes efter ovnens konstruktion et antal kurver med samtidig registrering af temperaturforholdene i forskellige målepunkter, hvorved konstateredes maksimale afvigelser på ca. 30°C mellem koldeste punkt i et hjørne ved dørens underkant og varmeste punkt midt ud for kanten mellem bagvæg og loft.

Fugten fra betonen kan diffundere gennem mineralulden og gav kun kondens i de yderste lag ved brændinger på 100°C og 200°C .

Ovn og kontrolenhed arbejdede praktisk taget i døgndrift i et halvt år og fungerede stort set tilfredsstillende. Udskiftning af to varmelegemer grundet svigt af den varmebestandige isolerende plade, de var ophængt i, var eneste nødvendige service.

FORSØGSSERIENS OMFANG OG FORLØB*Støbeform.*

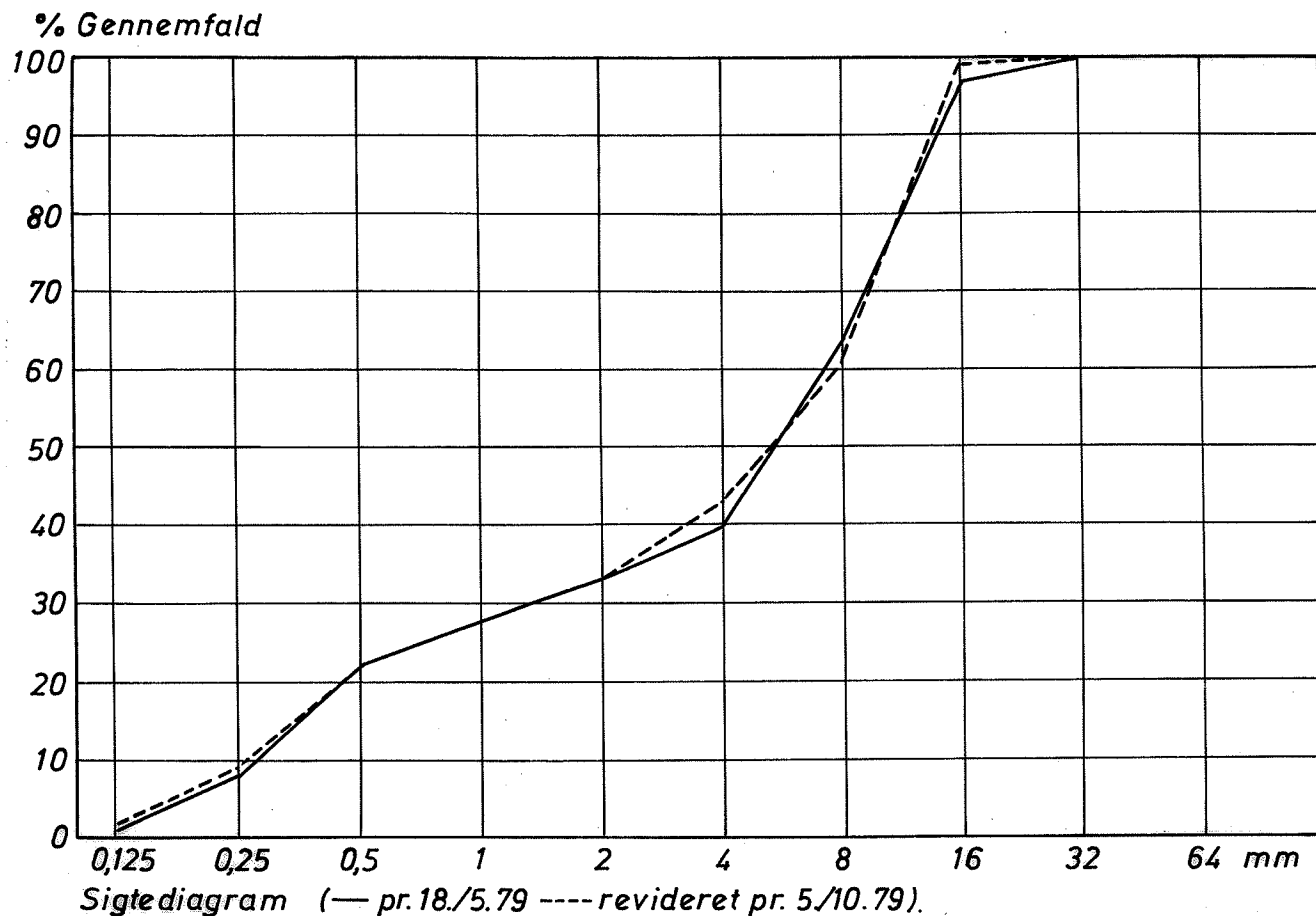
Til belysning af prøvemethodens anvendelighed samt for at få en idé om danske armeringsståls vedhæftningsforhold er en serie prøvninger gennemført, hvor stål og maksimal temperatur er varieret.

Følgende stål er prøvet (G = glat stål, T = tentorstål, K = kamstål og det efterfølgende tal er den nominelle diameter i mm).

G 8	T 8	-
G12	T12	K12
G16	T16	K16
-	T25	K25

For hver af disse 10 stål er foretaget en serie undersøgelser, hvor den maksimale temperatur androg 200-, 400- og 600°C.

For G16, T16 og K16 foretoges dog en udvidet prøveserie med 100-, 200-, 300-, 400-, 500-, 600-, 700- og 800°C. Desuden prøvedes T12 efter 800°C. Ialt omfatter selve prøveserierne således 46 prøvehold.



Hvert prøvehold gennemgik følgende tre faser:

Støbning

- 1) Støbning af 5 prøvelegemer til manchett-testen og 5 standardcylindre, $\phi 15$ cm H30 cm.

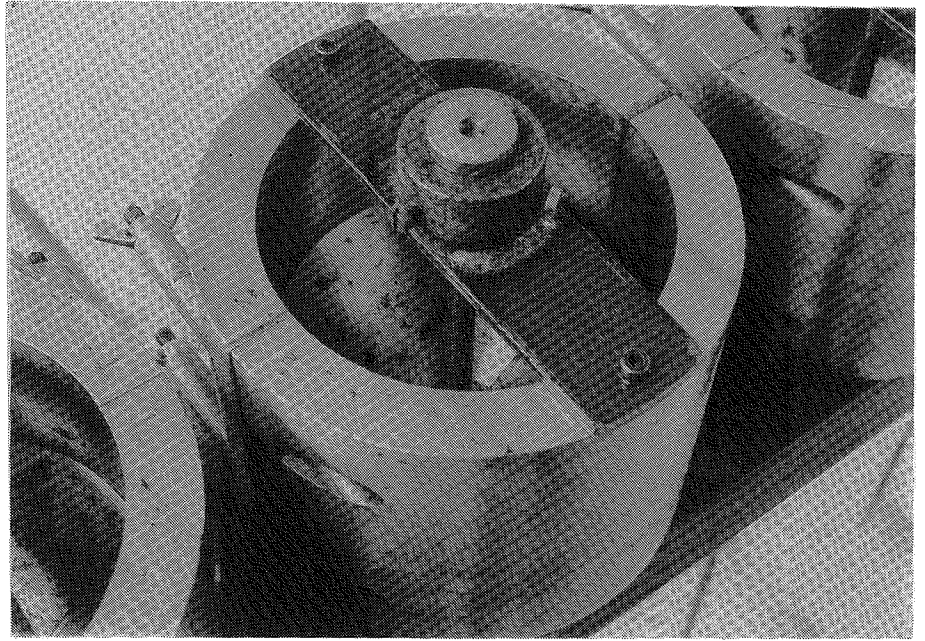
Der anvendes en svag beton med ret store indre overflader, d.v.s. ret tynd under udstøbningen (Webe omkring 3s) med Rapidcement, $V/C = 0,87$ og tilslag af danske sømaterialer af maksimal kornstørrelse 16 mm. Denne beton skønnedes i vid udstrækning at ville afspejle de forhold, som ville få indflydelse på prøvningernes resultat efter de respektive brændinger.

Tilslaget blandedes af tre fraktioner til den viste kornkurve. Sigteanalyser på nye materialer pr. 5./10.1979 gav anledning til en justering, så den punkterede kurve måtte anvendes på dimensionerne G8, T8 og K12.

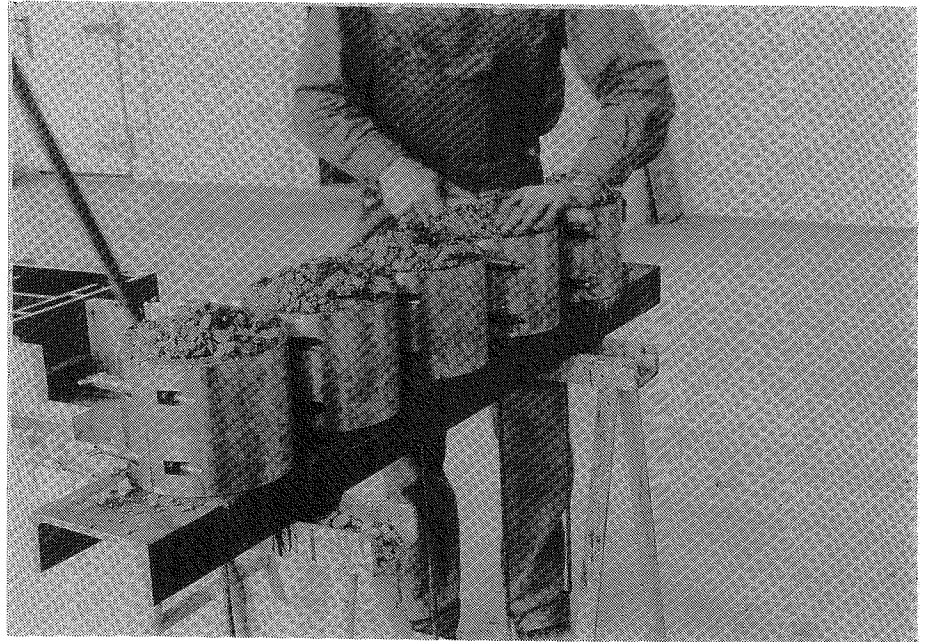
Til de 10 prøvelegemer blandedes en sats á 50 l i tvangsblender, og der blev benyttet håndvibrator ved udstøbningen.

Efter 1 døgn afformedes, og prøverne blev lagt under vand i et døgn, hvorpå de opbevarede i et kælderrum med reguleret ventilation, hvorved klimaet her kunne holdes praktisk taget konstant $17^{\circ}\text{C} \pm 0,5^{\circ}\text{C}$ og $65\%\text{RF} \pm 3\%$.

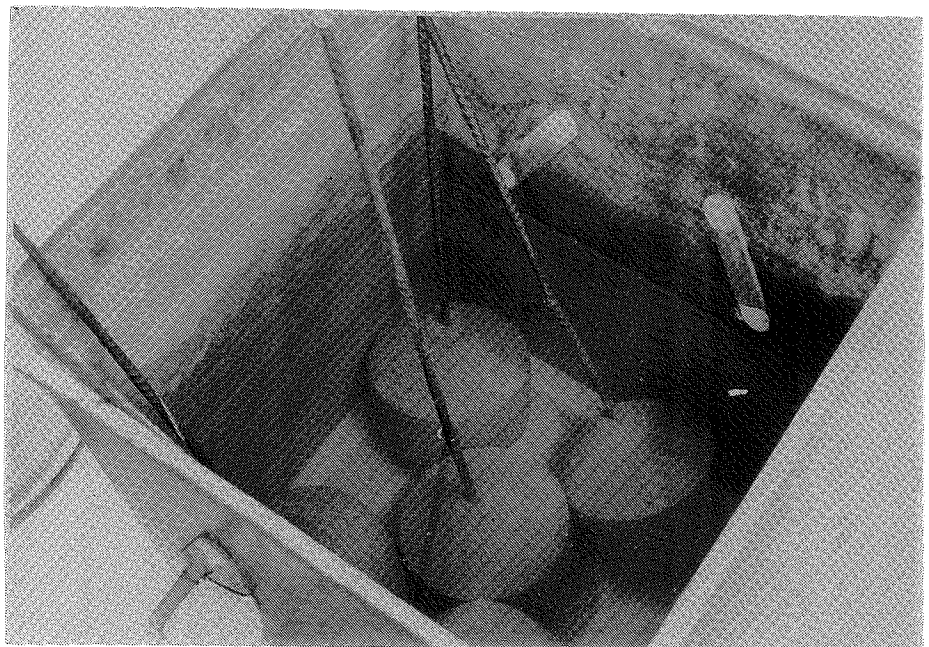
Form.

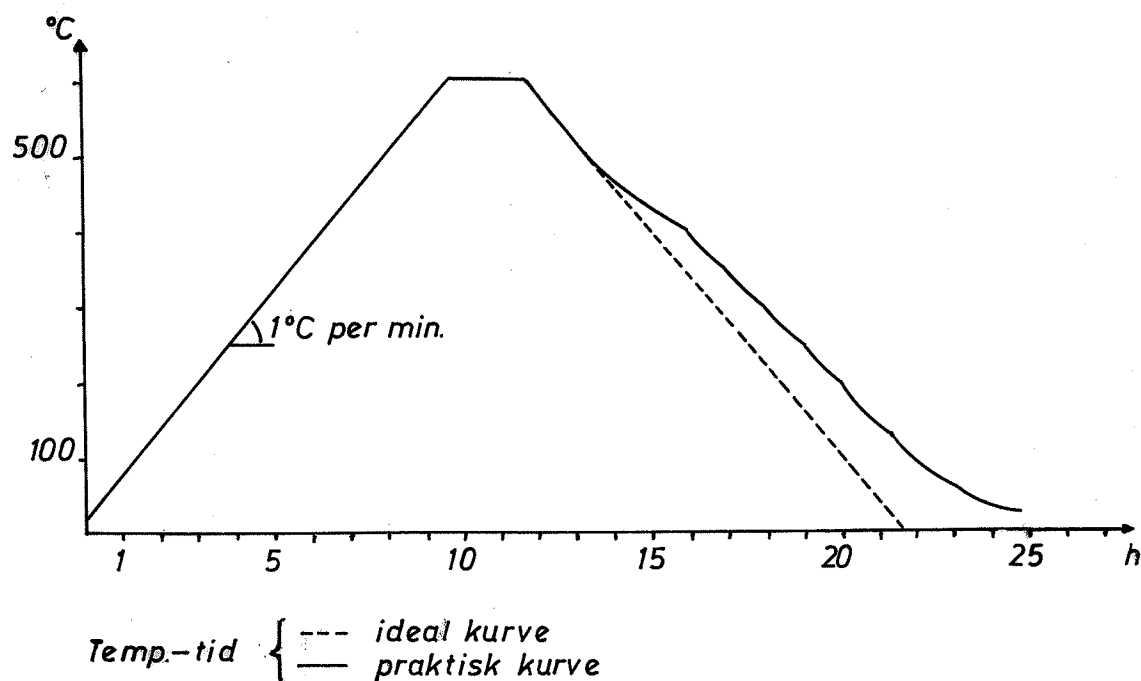


Støbning.



Vandlagring.





Brænding

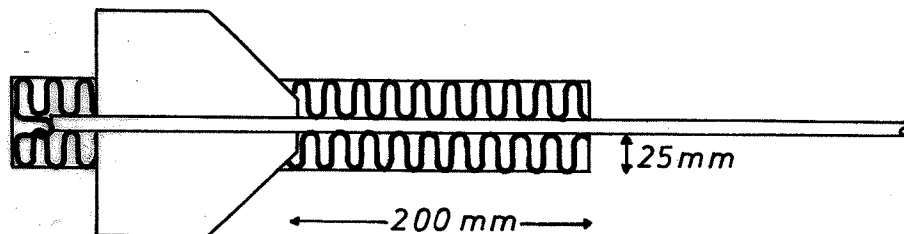
- 2) I en alder af 14 døgn udtoges 3 cylindre og 3 manchettetestlegemer, der samlet blev udsat for en brænding i elektrisk ovn efter den viste temperatur-tidskurve. D.v.s. præcis $1^{\circ}\text{C}/\text{min}$ ved opvarmning til maksimaltemperaturen, der holdes 2h, hvorpå der afkøles ikke hurtigere end og ret nær $1^{\circ}\text{C}/\text{min}$ ved manuel regulering af ovnlågens stilling. Dette kunne lade sig gøre så præcist, at det skønnedes at være overflødigt at installere en tvangsblæser.

Efter afkølingen lagredes prøverne yderligere en uge sammen med de 4 ikke-brændte i det ovenfor beskrevne klima.

Prøvning

- 3) I en alder af 21 døgn blev de to ubrændte og tre brændte cylindre og manchettetestprøvelegemer prøvet. For begge typer var de nummererede no. 1, 2 - ubrændt og no. 3, 4, 5 - brændt. Numrene henviser til placeringen i ovnen samt til de fem nummererede støbeforme for manchettetestprøvelegemerne. Da der ikke er konstateret systematiske afvigelser, der følger numrene, konkluderes, at hverken placeringen i ovnen eller afvigende egenskaber ved de anvendte forme har givet anledning til forskelle.

Trykprøvningen af $\phi 15$ cm cylindrene skete i en Amsler 250 t trykprøvemaskine med belastningshastighed $0,16 \text{ MPa pr. sekund}$. (Dette er ca. 4 gange langsommere end foreskrevet i DS 423,23 og vælges,



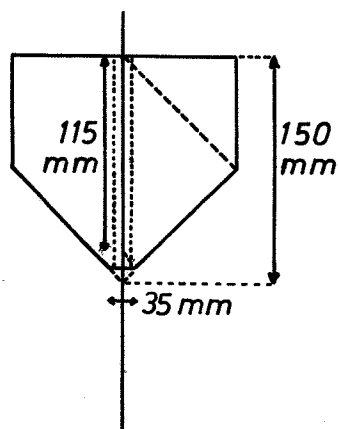
**Isolering af prøvelegeme med
keramisk fiberuld under brænding.**

(fordi de brændte prøver ellers ville bryde alt for hurtigt til, at en rimelig pålidelighed af resultatet kunne forventes.)

Manchetttesten udførtes ved en belastningshastighed, der ville påføre tryk i retning 45 grader ved stangaksen midt i brudzonen med samme belastningshastighed, som anvendtes ved cylinderprøvningen. Dette udtrykkes ved kraftpåførselshastigheden $30 \cdot \phi_{\text{eff}}$ kN/sm og er således fra 0,11 - til 0,34 kN/s for henholdsvis T8 og K25. Det viser sig, at knusningszonen ved en korrugeret stangs overflade har en udstrækning på 1-2 mm over kammernes yderste punkt. ϕ_{eff} beregnes da som diameteren over kammene plus 1,5 mm og kaldes den effektive diameter. For det glatte stål anvendes dog naturligvis selve ståldiameteren, da knusningen her har ubetydelig udstrækning.

Forskydningsbrudstyrken τ findes da ved division af den maksimale påførte kraft med et effektivt areal A_{eff} .

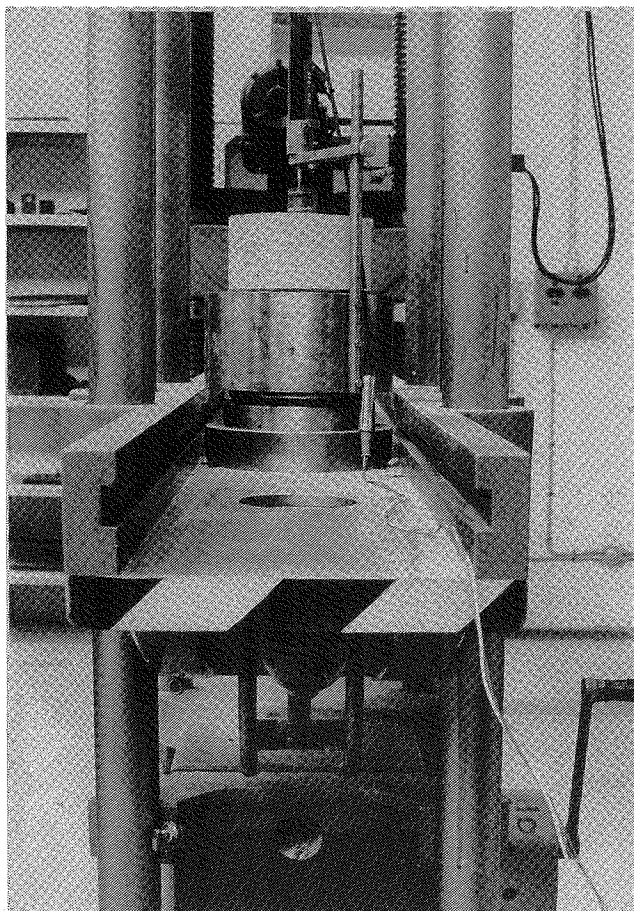
$A_{\text{eff}} = \phi_{\text{eff}} \cdot \pi \cdot 0,115 \text{ m}$. Disse størrelser gives i nærværende tabel med A_{eff} i m^2 og ϕ_{eff} i mm.



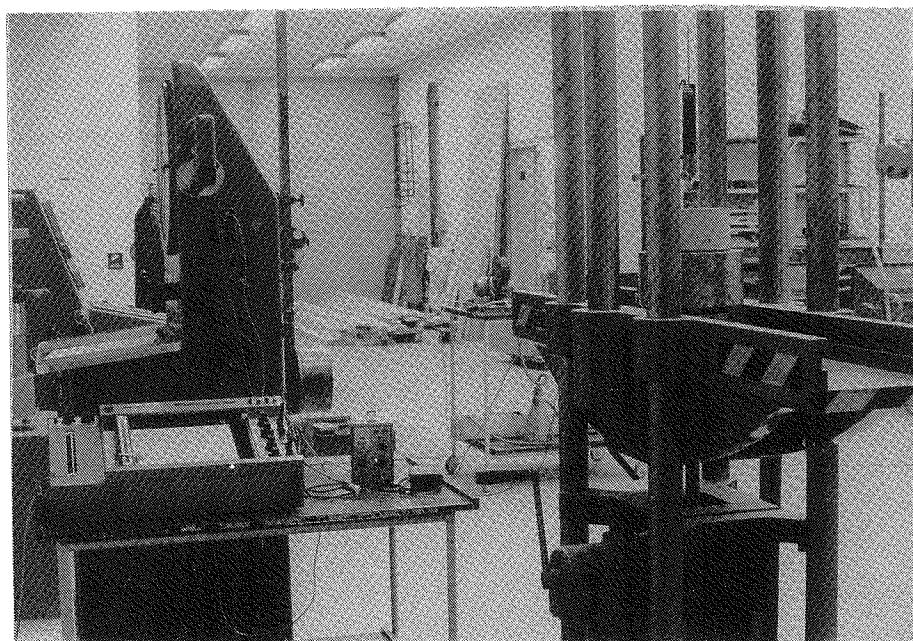
Loengde til
effektivt areal.

Nominel dimension	Glat stål		Tentorstål		Kamstål	
	ϕ_{eff}	A_{eff}	ϕ_{eff}	A_{eff}	ϕ_{eff}	A_{eff}
8	8	0,00289	10,5	0,00379	-	-
12	12	0,00434	14,9	0,00538	15,0	0,00542
16	16	0,00578	19,3	0,00697	19,7	0,00712
25	-	-	27,3	0,00986	28,5	0,01030

På en arbejdsuge kunne gennemføres fire henholdsvis støbninger, brændinger og prøvninger. Der fremstilledes således fire hold prøver også for de dimensioner, hvor kun tre hold indgik i forsøgsserien. Det overskydende hold anvendtes da til supplerende undersøgelser af belastningshastighedens - og neoprenemellemlagets indflydelse samt virkningen af genbelastninger etc. Hertil kommer en ekstra rædelserie K12, hvor lagringen før brændingen androg tre i stedet for to uger. I alt er der derfor fremstillet og prøvet 280 manchettprøvelegemer og lige så mange cylindre.



Manchet med prøvelegeme.



Prøvningsopstilling.

PRØVNINGSRESULTATERNE

Resultaterne fremgår i detaljer af de viste kurver og skemaer i Appendix 2, hvor σ' betegner betonens cylindertrykstyrke og τ vedhæftningsstyrken regnet som forskydningsspændingen over det i foregående afsnit omtalte effektive areal A_{eff} .

Glat stål

Som vist i de tidligere afsnit kan vedhæftningsbruddet kun anses for uafhængig af flækningsfænomener for de korrugerede stål, hvorimod man ikke kan gå ud fra, at dette vil være upåvirket af den centrale flækning for glatte stål, idet disses overfladeruhed er af størrelsesorden som den åbning, flækningen kan give omkring stangen.

I manchettesten er forholdet det, at modholdet yder den radiære reaktion. Hvis modholdet skulle give efter herved, forårsager det blot en aksial bevægelse af prøvelegemet, så central åbning og flækning kun vil kunne optræde i forbindelse med en (elastisk) sammentrykning af tryk-keglematerialet.

Det ses derfor, at manchettesten anvendt på et glat stål vil give et resultat, der må forventes at ligge nær det glatte ståls egentlige vedhæftningsstyrke, hvorfor denne ståltype er medtaget i forsøgsserien som vejledning for værdierne og til skønsmæssig sammenligning med de korrugerede stål.

Da det glatte ståls overfladeruhed er beskeden og forekommer som pletvise fordybninger i stangen, vil den omkringliggende matrix kun knuses enkelte steder, hvad der viser sig som skurestriber i det ellers glatte spor. Sporet forekommer blankt op til 100°C , og herover stadig glat, men støvet. Da der således kun ydes en modstand mod bevægelsen på en beskeden del af overfladen, bliver vedhæftningen følgelig særdeles ringe sammenlignet med de korrugerede ståls (ca. en femtedel regnet over de effektive arealer).

Eftersom de ruhedsgivende fordybninger er så lave, er vedhæftningen specielt følsom overfor differenser i varmeudvidelse af stål og matrix, hvorfor værdien falder forholdsvis mere med temperaturen end for korrugerede stål. Herudover vil i konstruktionerne optræde de tidligere nævnte flækningsfænomener ved overfladen, så udformninger

med aksial samvirken af glatte stål og beton må absolut helt frarådes, hvor høje temperaturer kan forekomme.

Korrugeret stål

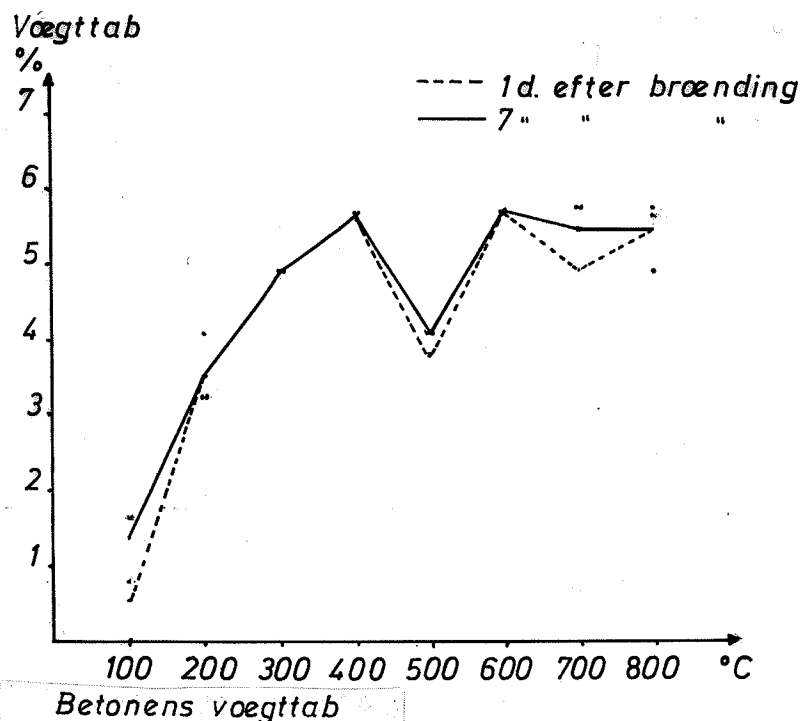
For de korrugerede stål må gælde, at betonen belastes langs trykkeglernes frembringere og hindres herved samtidig i at udvide sig i retningen vinkelret herpå, idet ringe af disse kegler har fastlåst diameter.

Dersom belastning kan ske op til brud langs hele den indstøbte stangdel samtidig, må den resulterende forskydningsstyrke i knusningszonen forventes at blive ca. $\tau = \sigma'/2$, hvor σ' betegner betonens trykstyrke med hindret tværudvidelse i en retning. Jfr. f.eks. Neville [43], p. 256 andrager den omkring 1,3 gange σ' d.v.s. $\tau \sim 0,65 \sigma'$. Ved forsøgene fandtes værdier på mellem ca. 0,64 og ca. 0,73 gange cylindertrykstyrken, når τ henføres til knusningszonens yderste del, d.v.s. diameter over kammene plus 3 mm. Samme størrelser bliver henført til det effektive areal midt i knusningszonen henholdsvis 0,67 og 0,79. Afvigelser fra det teoretiske resultat ligger inden for de systematiske unøjagtigheder, der kan være forbundet med måling af kamdiameterne, hvortil kommer afvigelser som følge af anvendelsen af en trykstyrke hidrørende fra cylindertesten. Endelig må bemærkes, at det effektive areal og spændingerne herover kun vil have teoretisk interesse. Ved praktisk brug af testen er det kraft pr.længde, som benyttes uanset referencearealets beliggenhed.

Til sammenligning fandtes for de glatte stål værdier på fra ca. 0,15 til ca. 0,28 gange cylindertrykstyrken.

Når bruddet er indtruffet og knusningszonen fuldt udviklet, vil en spændingsomlejring indtræde. Stangen ligger i et spor, hvis radius er 1 til 2 mm større end stangens radius over kammene, og er indlejret i et knusningsmateriale, som jeg vil kalde spormel.

Spormelet består af 0,1-0,2 mm cementpasta-granulat og 0,2-0,3 mm sandkorn med pasta. (Målt med lup med fast skala i forbindelse med undersøgelser af prøverne efter prøvning.) Spormelet frembyder ikke de store variationer med temperatu-



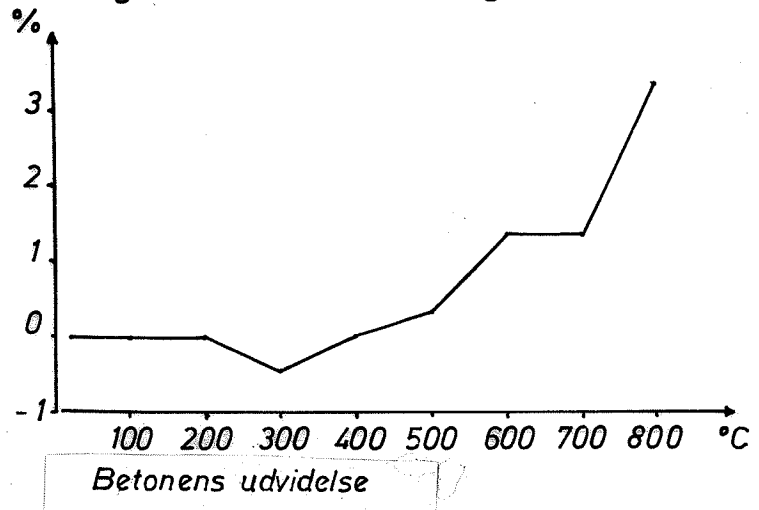
ren, men er blot lidt grovere ($\geq$ ca. 0,2 mm) for helt ubrændte prøver. Ved bevægelse af stangen i sporet kan iagttages strømning af spormel om kammene, som var det en tung væske.

Det er bl.a. derfor indlysende, at dette materiale efter sin dannelse vil yde et tryk også vinkelret på den oprindelige trykkegleretning. Dette kan resultere i flækning af prøvelegemet for de større ståldimensioner umiddelbart efter, at den maksimale last er nået.

Disse betragtninger underbygges af, at samtlige flækkede prøvelegemer havde fuldt udviklede brudzoner, samt det forhold at relationen mellem den opnåede maksimale vedhæftning og cylindertrykstyrken for samme beton og opvarmet til samme niveau, var praktisk taget uafhængigt af ståldimensionen og af flækningens indtræden.

Det konkluderes derfor, at manchett testen giver den korrekte værdi af den maksimale vedhæftning, uanset om prøven flækkes efter bruddet eller ej. Det afgørende for testens udformning var jo, som tidligere omtalt, at sikre den rimeligste spændingstilstand op til brud.

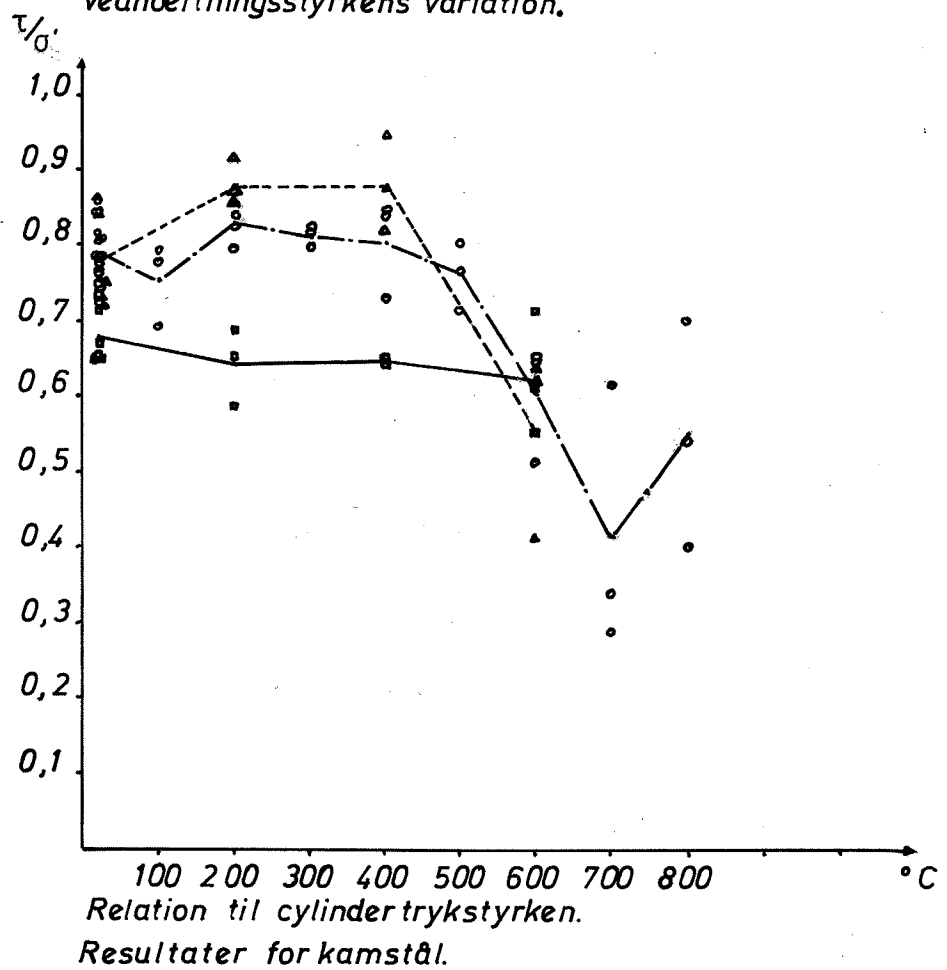
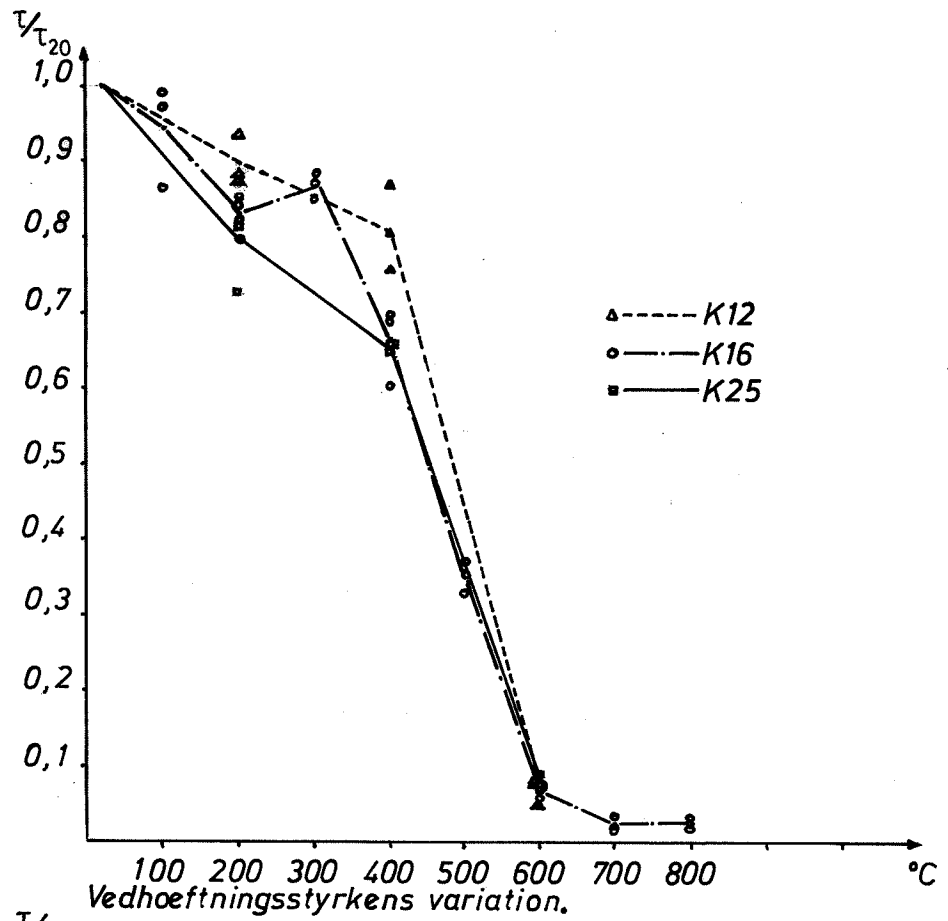
Forlængelse (7d. efter brænding)

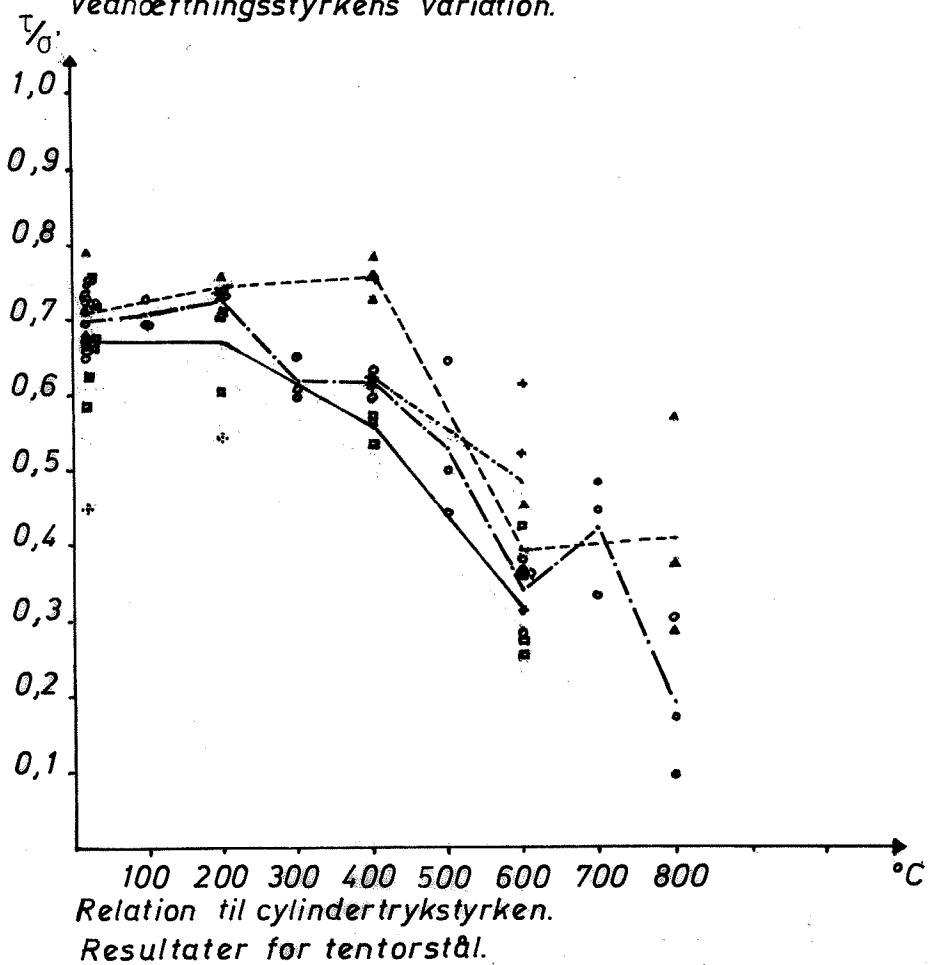
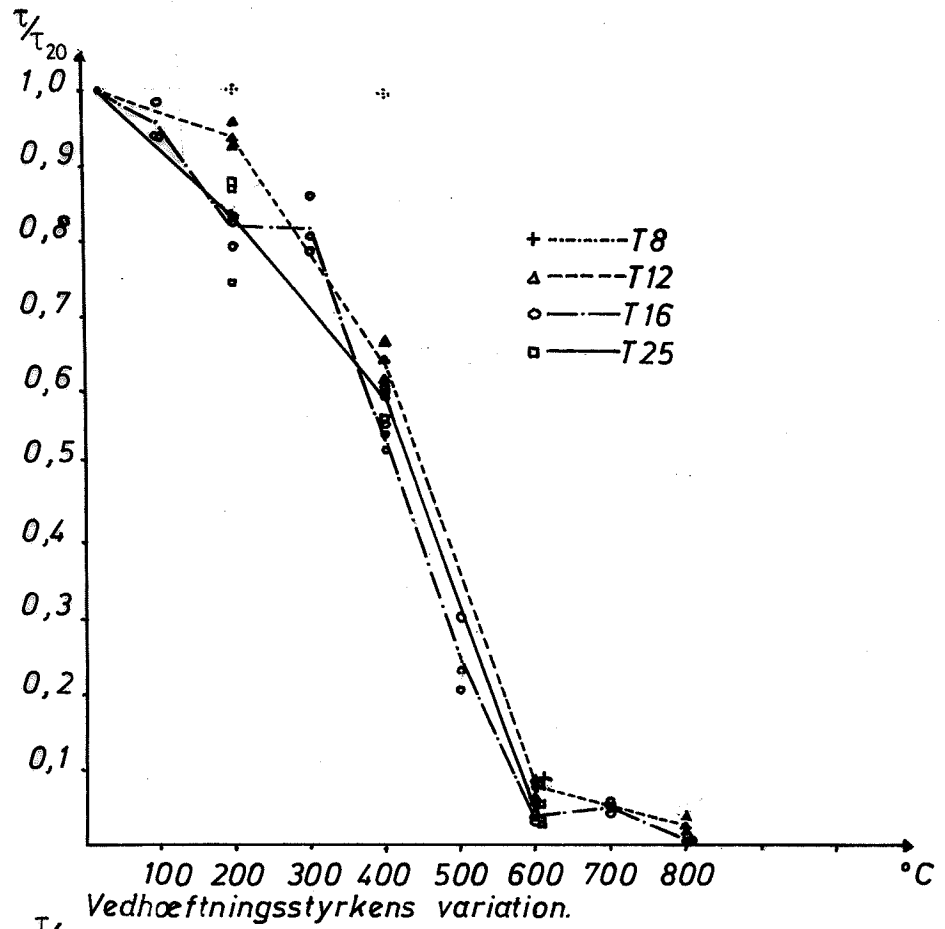


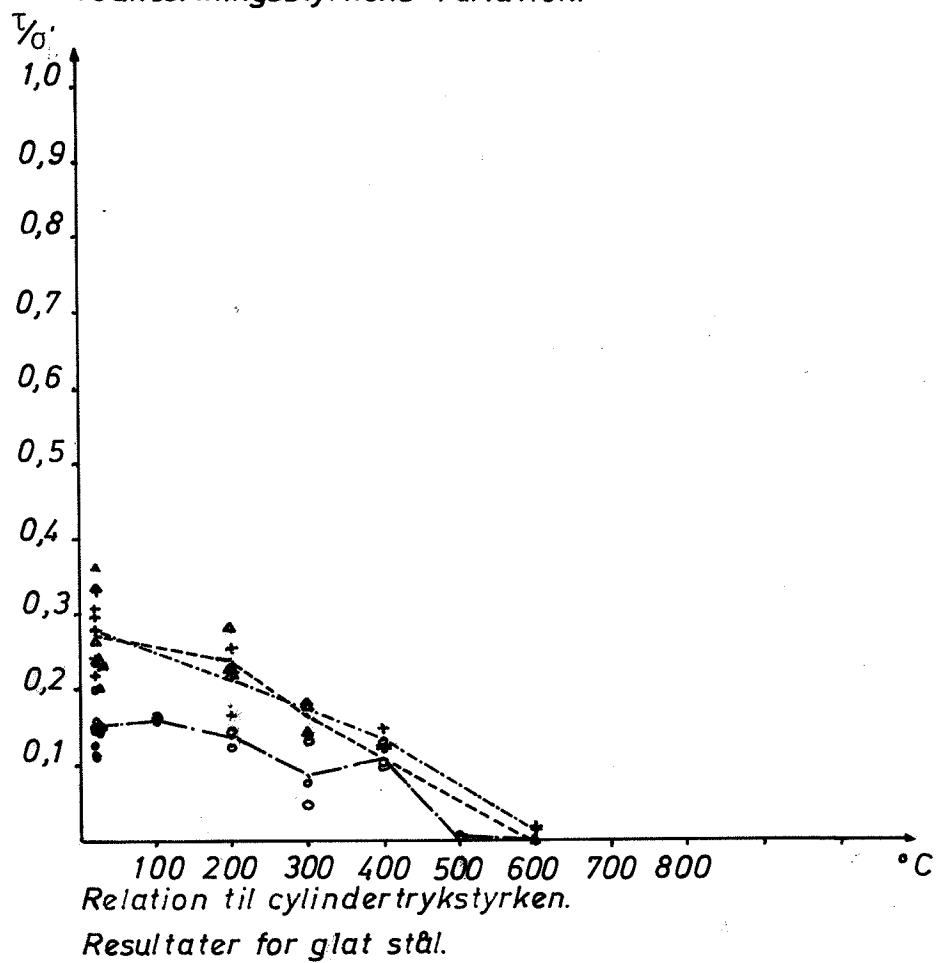
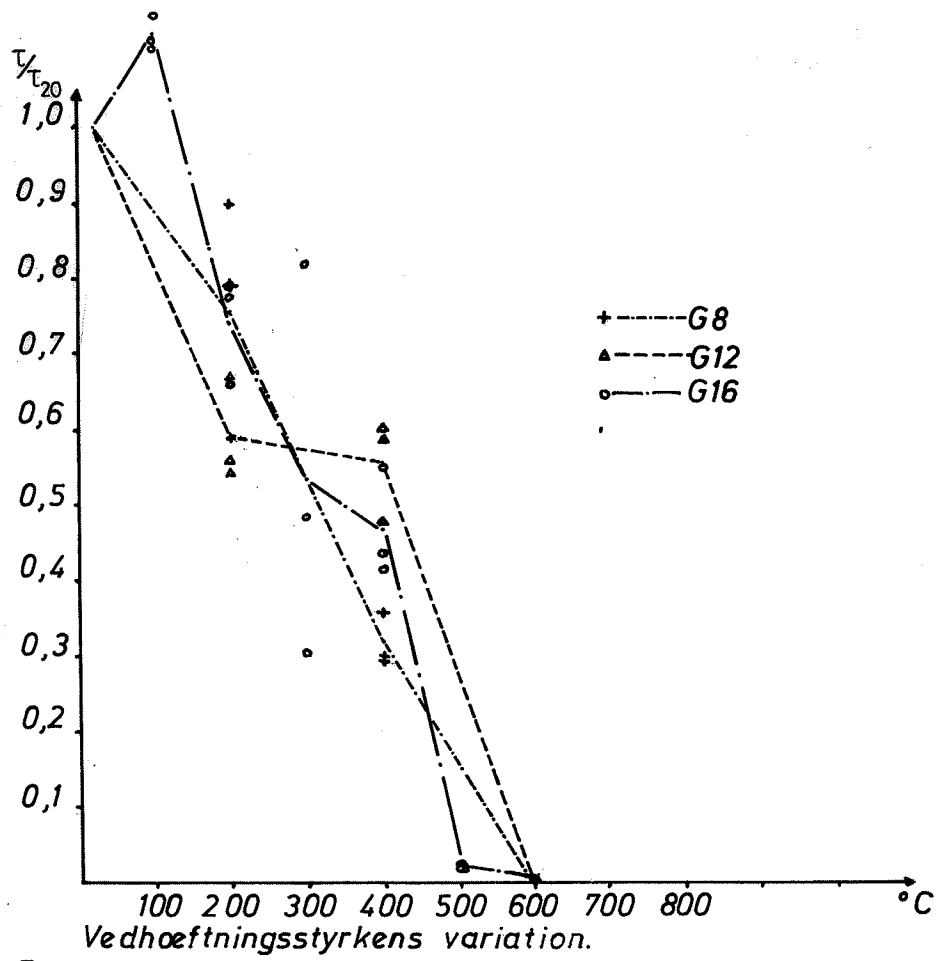
Betragtes kurverne for τ/σ' -variationen af korrugerede stål ses en svag forøgelse af vedhæftningsstyrken i forhold til trykstyrken indenfor de første 2-300°C. Dette må hænge sammen med den lokale tilstand af træk i betonen langs stålet, som forårsages af betonens kontraktion ved disse temperaturer, jfr. den viste kurve for længdeudvidelsesforholdene for den anvendte beton. Belastes et sådant legeme, vil trykkomponenten i denne retning først aflaste trækket og dermed bidrage til en lidt højere resulterende relativ styrke. Det bemærkes, at disse forhold også må være at iagttage i en konstruktion.

Stort set følger vedhæftningsstyrken dog trykstyrken op til ca. 3-400°C, hvorover den falder betydeligt kraftigere. Forholdet herimellem aftager fra omkring 0,65 ved 400°C til omkring 0,35 ved 600°C, hvor trykstyrken i øvrigt er nede på ca. 10% af den oprindelige værdi og vedhæftningen dermed lidt under 5%. Fra 600 til 800°C forsvinder vedhæftningen praktisk taget helt.

Det kraftige fald i vedhæftningsstyrken, der så småt indtræder mellem 300 og 400°C, og som bliver særligt stærkt mellem 400 og 600°C følger helt dannelsen af mikrorevner indtil ca. 400°C og store revner herover.







Revnedannelsen giver naturligvis en svækkelse af trykstyrken, men også en svækkelse af mulighederne for at opnå fleraksede tryktilstande helt inde ved kammene. Hertil kommer, at revnerne, der findes lige-
 ligt fordelt gennem hele tværsnittet, giver anledning til en betragtelig længdeudvidelse på et par procent. Dette betyder ganske enkelt, at kamstålet ligger løst i sporet, hvis diameter er øget med ca. 2%. Til sammenligning nævnes, at kamhøjden andrager 5-10% af diameteren, så en stærk reduktion i vedhæftningen er derfor naturlig.

Det glatte stål mister selvfølgelig helt sin vedhæftning over 400°C. Visse prøver, der havde været opvarmet til 600°C, kunne således ikke transporteres med stangen i lodret position, da den herved ville falde ud af sig selv.

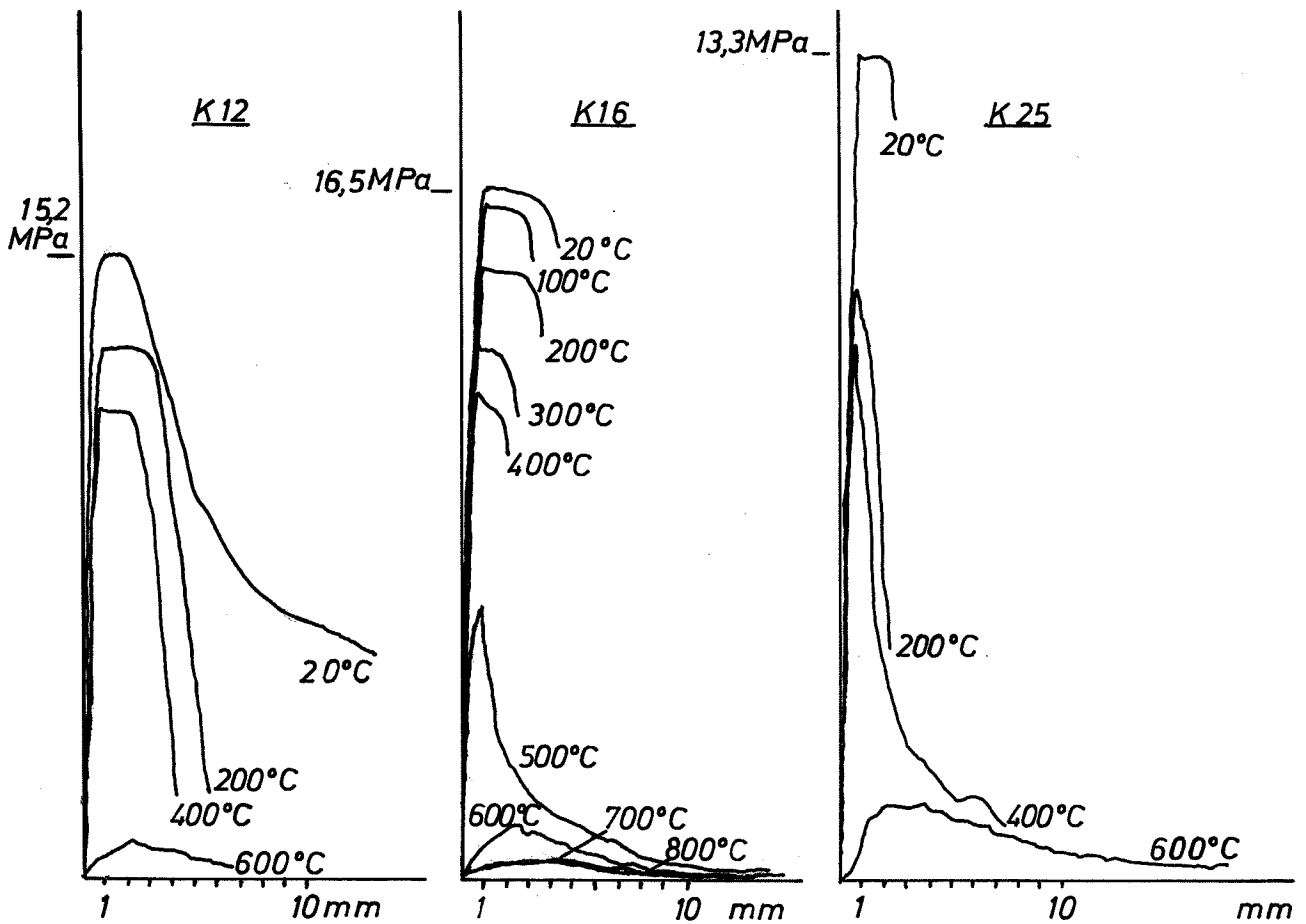
Dersom betonens styrke øges, eller stålets diameter mindskes, vil man nå et punkt, hvor stålet overrives før vedhæftningsbruddet indtræder. Dette skete i forsøgsserien for T8 op til 400°C. Knusning var dog forinden påbegyndt foran ribberne, og et slip på ca. $\frac{1}{2}$ mm kunne ses bag dem.

Da dette vil kunne indtræde, ligegyldigt hvor små dimensioner prøvelegemet måtte have, og da mindre dimensioner vil give mindre repræsentative prøver for den anvendte beton, foreslås beregningsmæssigt i sådanne situationer konservativt at anvende et τ lig stålstyrken divideret med det effektive areal.

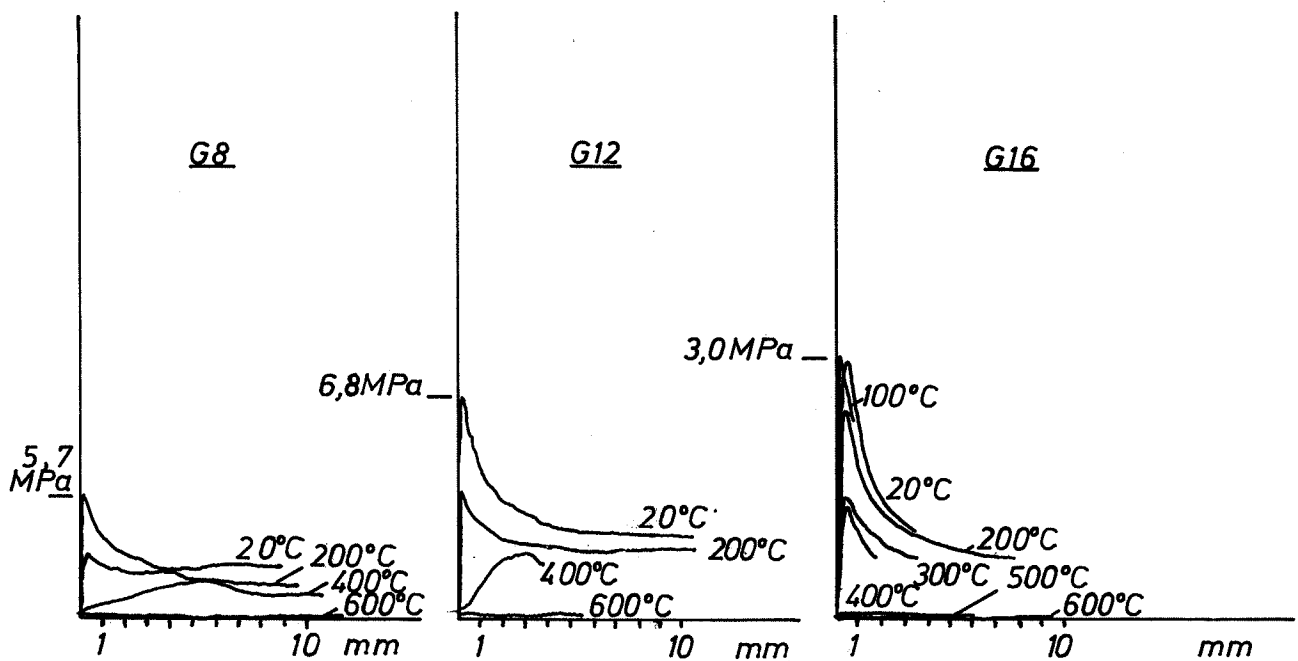
Herved undgår man at skulle anvende flere størrelser prøvelegemer, hvad der kan være rimeligt, eftersom et krav om prøvning af konstruktionsdele, hvori fuldt udnyttede stål har mindre end 115 mm forankringslængde, vil forekomme ganske oplagt også af andre grunde, f.eks. sikring af at den nødvendige omstøbning finder sted etc.

Kraft-slip-kurver

Enkelte eksempler på træk-slip-kurver, som optegnedes under forsøgene, er gengivet på de følgende sider til illustration af testens praktiske forløb.

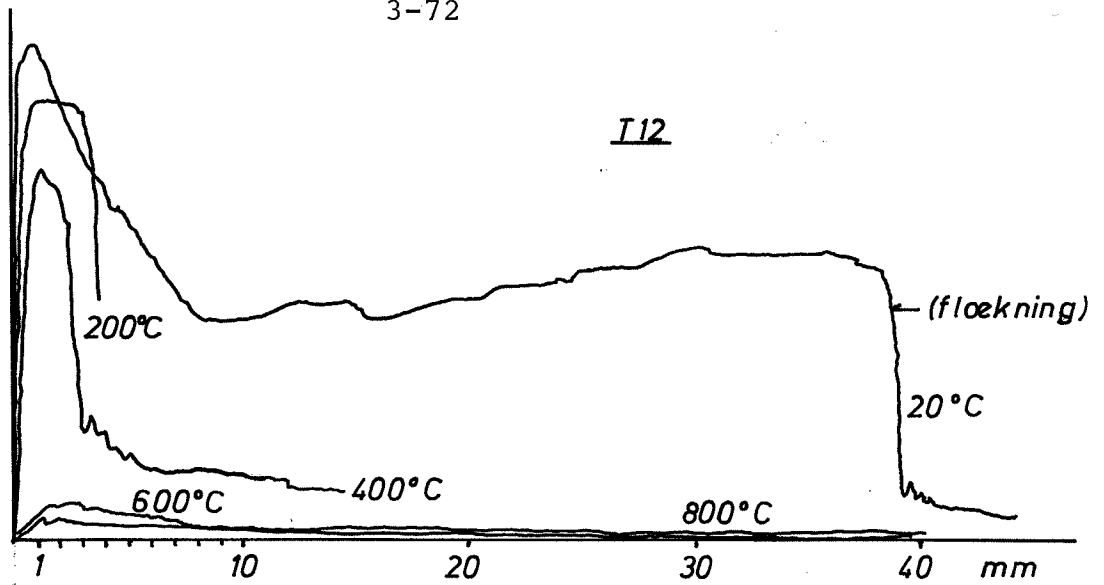


Eksempler på kraft-slip-kurver for kamstål.

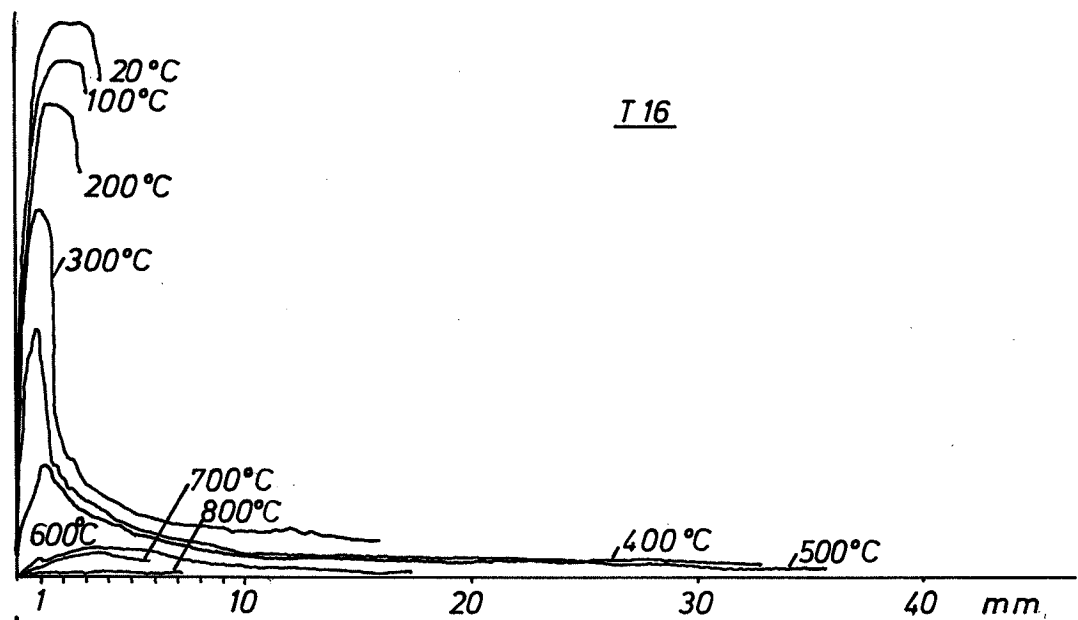


Eksempler på kraft-slip-kurver for glat stål.

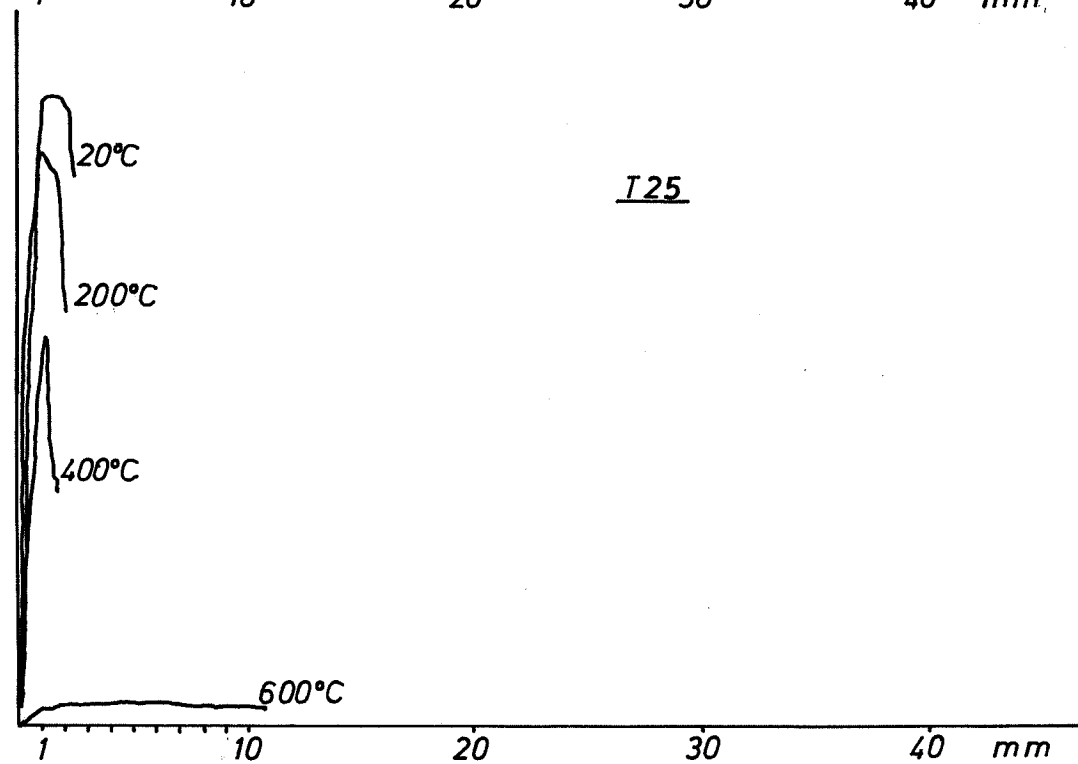
14,4 MPa



12,1 MPa



10,6 MPa



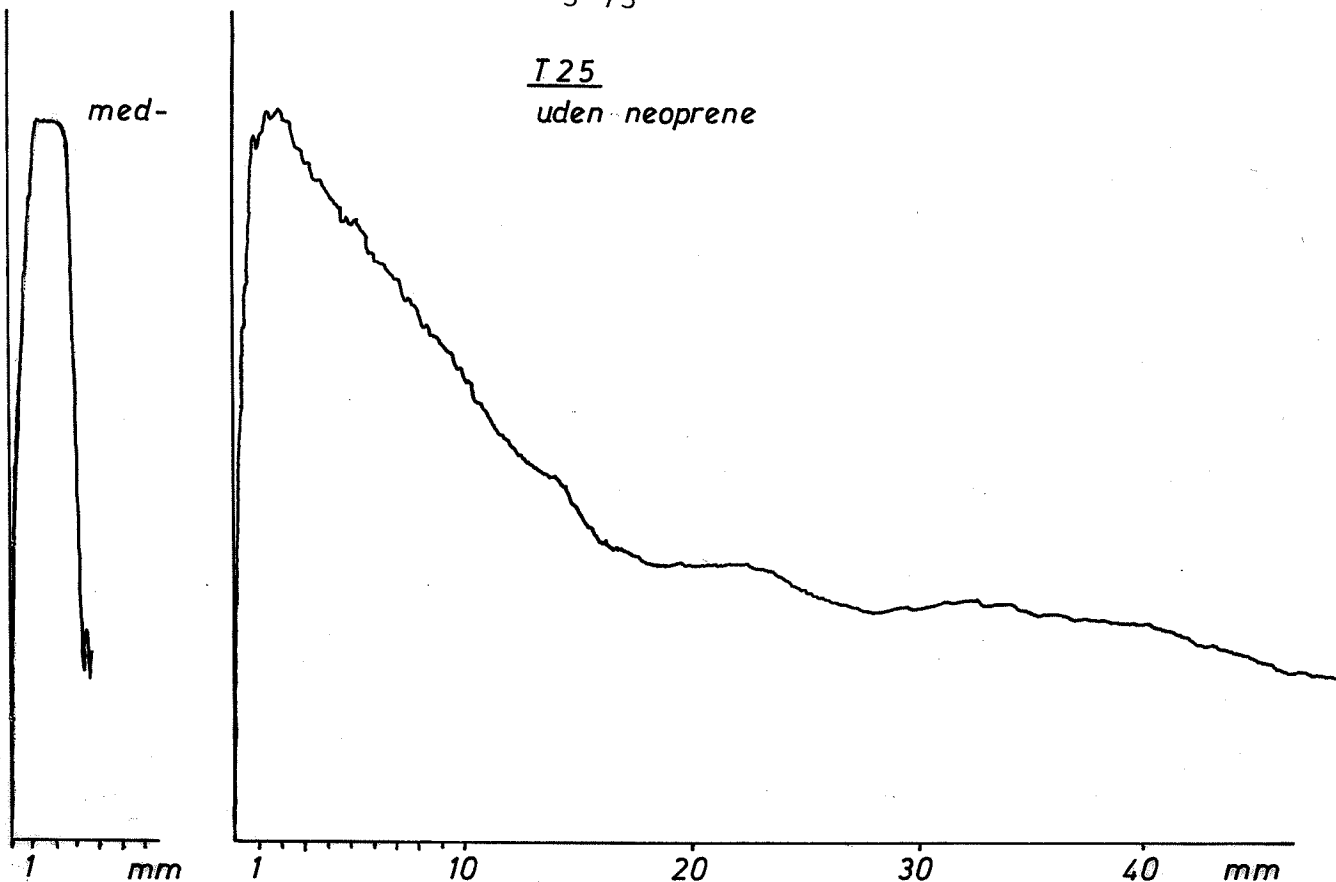
Eksempler på kraft-slip-kurver for tentorstål.

12,1
MPa

med-

T 25

uden neoprene



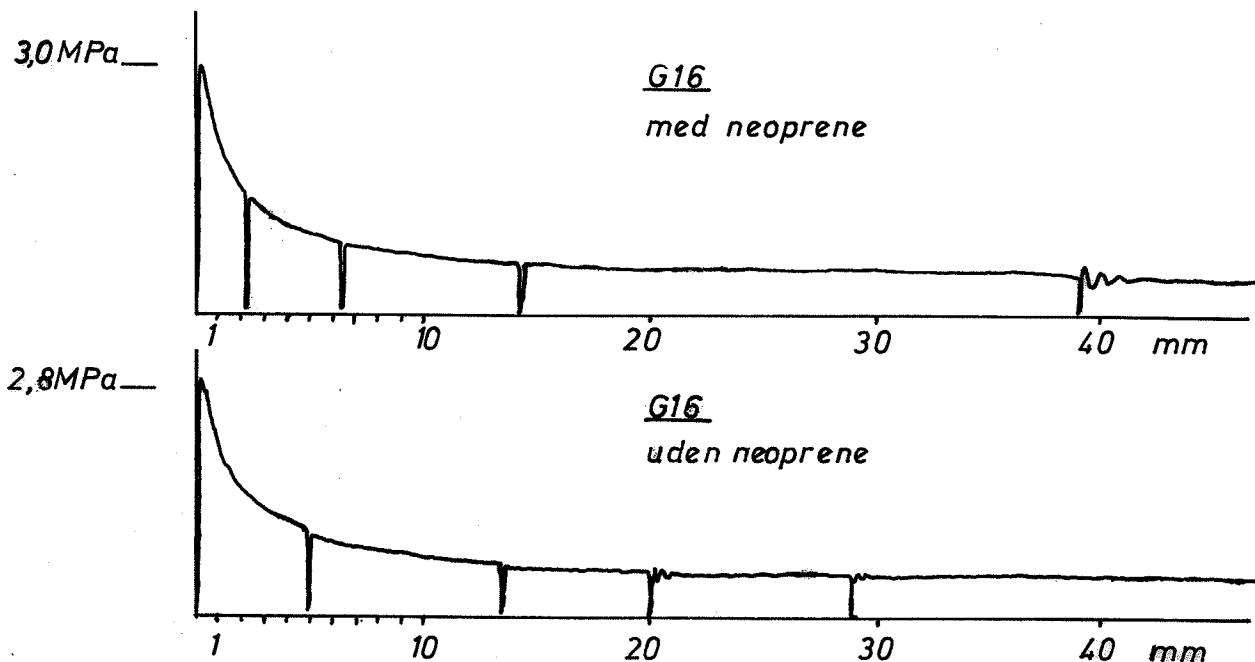
Eksempel på kraft-slip-kurve, med- og uden neoprene.

Det ses, at hældningen af disse kurver aftager med den maksimale temperatur, og at særligt flade kurver bliver resultatet over ca. 500°C. D.v.s. at muligheden for spændingsomlejringer i relation til vedhæftningen øges med temperaturen, hvad der falder helt i tråd med betonens øvrige mekaniske egenskaber. I praksis betyder dette, at en nedreværdiløsning, som har de fornødne omlejringsmuligheder for spændinger ved normale temperaturniveauer, også vil have det efter brand. Altså vil samme model kunne benyttes blot med de nye materialeegenskaber og belastninger.

Omkring 2/3 til 3/4 af brudlasten konstateres op til ca. 500°C et knæk i træk-slip kurverne for korrugerede stål, så hældningen herover bliver mindre stejl. For nogle prøvninger indtrådte ligefrem en stilstand i belastningspåførslen ved dette punkt, ligesom en svagt knasende lyd til tider kunne høres. Der er derfor grund til at formode, at dannelsen af knusningszonen foran ribberne påbegyndes omkring dette lastniveau.

Uden neoprene

Supplerende undersøgelser med og uden neoprenemellemlaget gav ikke særlige afvigelser i træk-slip-kurvens forløb op til brud. Efter bruddet faldt trækret imidlertid meget hurtigere med slippet med- end uden neoprenen. Årsagen hertil

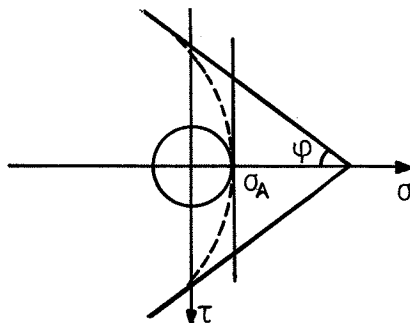


Eksempel på kraft-slip-kurve med aflastninger.

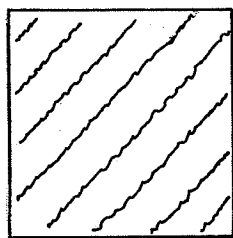
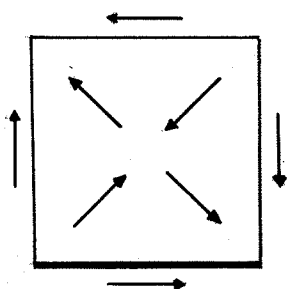
må søges i, at den energi, som i brudøjeblikket findes oplagret i neoprenen, kan frigives og meddele prøven en ret hurtig relativ bevægelse mellem stang og beton, som ikke kan opnås ved den langsomme hydrauliske olieefterfyldning af prøvemaskinens stempel. Uden neoprene vil de senere stadier derfor indtræde i takt med den jævne geometriske bevægelse af prøvemaskinen. Med andre ord er forskellen af samme karakter som det helt generelle prøvningsmæssige problem, hvor afvigelser i arbejdskurver kan optræde, eftersom der er anvendt jævnt geometrisk bevægelse (f.eks. hydraulik) eller jævn lastpåførsel (f.eks. død vægt). Arbejdskurvernes forløb efter bruddet skal derfor også ved denne test vurderes herudfra.

For det glatte ståls vedkommende bliver træk-slip-kurverne også stort set identiske efter bruddets indtræden, hvad enten der anvendes et mellemlag af neoprene eller ej. Modstanden mod stangens bevægelse må her formodes at skyldes dannelsen af skurestriber i sporet fra ujævnheder på stangoverfladen, og efter en aflastning og påfølgende genbelastning genoptages kurveforløbet som vist.

Et par plastiske betragtninger



Mohrs cirkel ved adskillelsesbrud.



Adskillelsesbrud.

Betragtes spændingstilstanden lokalt i en skive om en plan indeholdende stangaxen, vil man her have plan tøjningstilstand, hvis den omkringliggende konstruktion tænkes at kunne fastholde diameteren på ringe indlagt koncentrisk om axen.

Først vil der optræde ren forskydning i skiven, dvs. lige store træk- og trykspændinger vinkelret på hinandens retninger og under 45° med stangaxen.

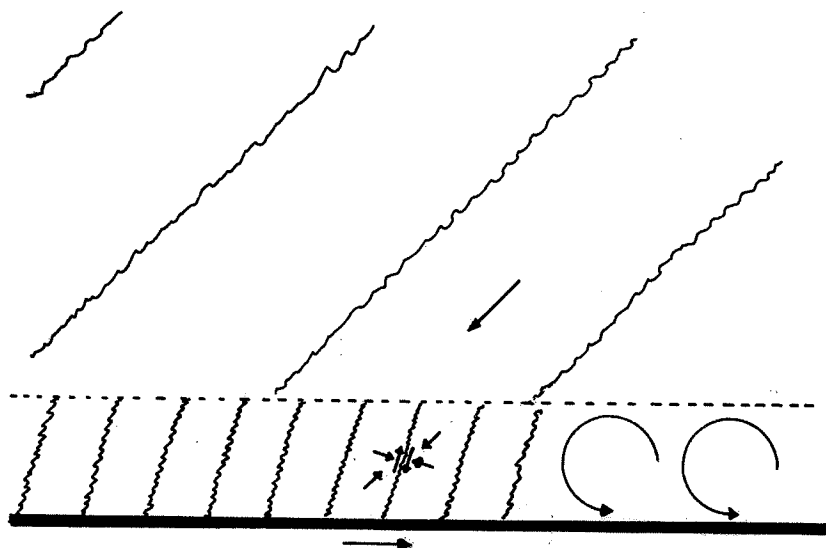
Når disses størrelse vokser ved belastning, vil trækspændingerne på et tidspunkt nå materialets adskillelsesbrudspænding. Herved dannes de revner under 45° med stangaxen, der i konstruktionen udgør de kegleformede revner.

Med hensyn til brudtilstanden ved stangoverfladen vil simple modificerede coulomb-betragtninger vanskeligt kunne anvendes, da flydefladen er krum og ikke plansidet, som antaget i coulombsk brudteori, og da disse flydebetingelser næppe med rimelighed kan bruges i mikroskala.

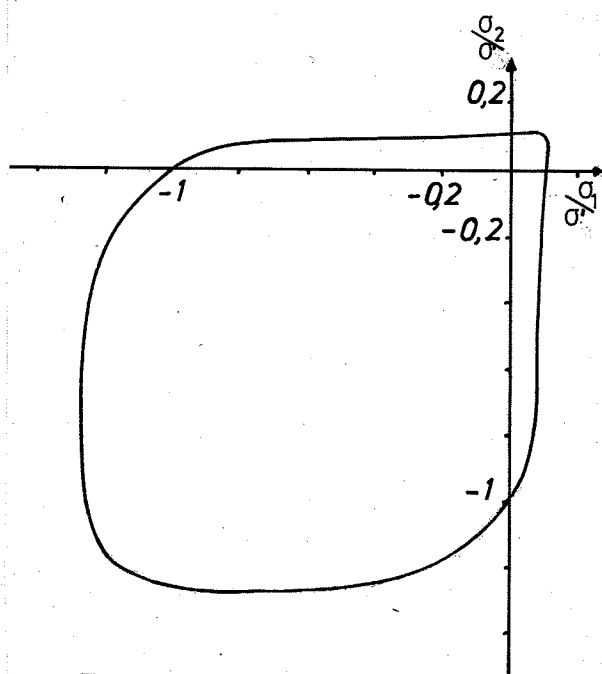
I zonen nær stangoverfladen er de geometriske dimensioner mindre end største størrelse og nærmere af størrelsesorden som luftblærer i betonen.

Hertil kommer indflydelsen af de grænsebetingelser, som ståloverfladen stiller fx. for de kinematiske muligheder for glideflader samt en kraftig triaxialvirkning i forbindelse med trykket fra kammene.

En glidelinie parallel med stangaxen vil ikke optræde i første omgang, med mindre konstruktionen er så uheldigsmæssigt udformet, at trykreaktionen (efter spændingsomlejringen forårsaget af dannelsen af de kegleformede revner) kun kan ydes med en vinkel mindre end eller lig 27° med axen.



Brudmodel ved ståloverflade.



Flydefladens spor i σ_1 - σ_2 planen.

(fra Kupfer, Hilsdorf og Rüsch via Neville [3-19]).

Normalt må man formode, at hældningen kan nå de tidligere viste optimale 45° . Her kunne man fx. forestille sig dannelsen af en zone med tætliggende glidelinier under 27° med trykspændingsretningen dvs. 72° med stangaxen.

Ved glidning heri kan disse lameller tænkes at øge vinklen med axen samtidigt med, at en triaxial nedknusning nær stangoverfladen fortsætter.

Herved bliver den opnåede forskydningsspænding ved brud de tidligere anslåede 0,65 gange cylindertrykstyrken, som også forsøgene gav.

Her har man taget flydefladens krumning i regning, altså indflydelsen af mellemste hovedspænding, som en coulombsk betragtning ikke kan.

Det ses, at denne mekanisme hurtigt vil afløses af en ren rulningsbevægelse, og således harmonere med såvel dannelsen af spormålet som den omstændighed, at zonen, hvori det forekommer, har en udstrækning ud over cylinderfladen gennem kammenes yderpunkter.

Dette prætenterer dog ikke at være en fyldestgørende beskrivelse af forholdene, idet forfatteren som påpeget anser friktionshypotesen for en utilstrækkelig model til beskrivelse af tilstandene i den betragtede zone.

Længere hærningstid

En supplerende serie Kl2, der først blev brændt efter 3 ugers hærningstid, gav sammenlignet med den normale serie det på følgende side viste resultat.

Det ses, at vedhæftningsstyrken stort set reduceres på samme måde i de to tilfælde. Derimod ligger kurverne for denne styrke divideret med trykstyrken højere for de ældste prøver ved 200 og 600 °C.

En forklaring kunne være, at faldet i vedhæftningsstyrken modvirkes af to fænomener, hvis indflydelse er aldersafhængige. Dels kontraktionen af det hydratiserede materiale ved vandafgivelsen, hvad der kan virke stærkest for de ældste og mest hydratiserede prøver, og dels et trykstyrkebidrag forårsaget af resthydratiseringen op til 200 °C, der er gunstigst for de yngste.

Trykstyrken vil derfor falde mest for de ældste, og vedhæftningsstyrken divideret hermed må da ligge lidt højere for disse prøver.

Aldersvariationer af den her omtalte størrelsesorden ser således ikke ud til at have væsentlig indflydelse på testresultatet, hvorfor den korsteste hærningstid kan synes rimelig at foreskrive.

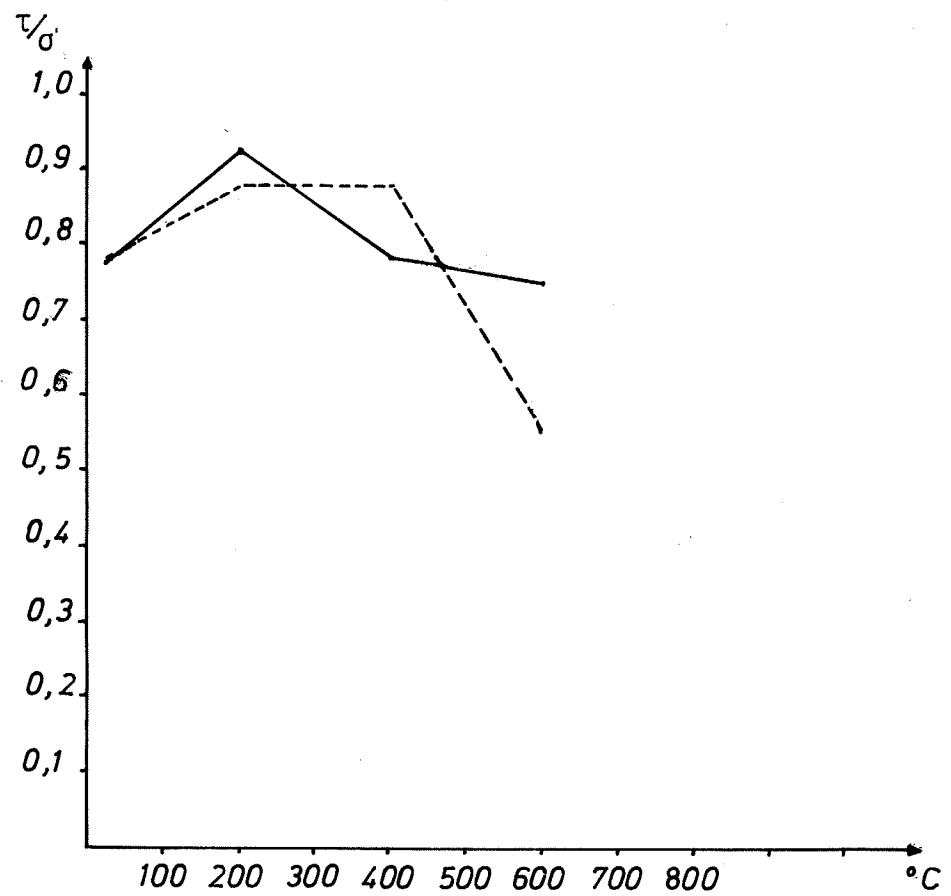
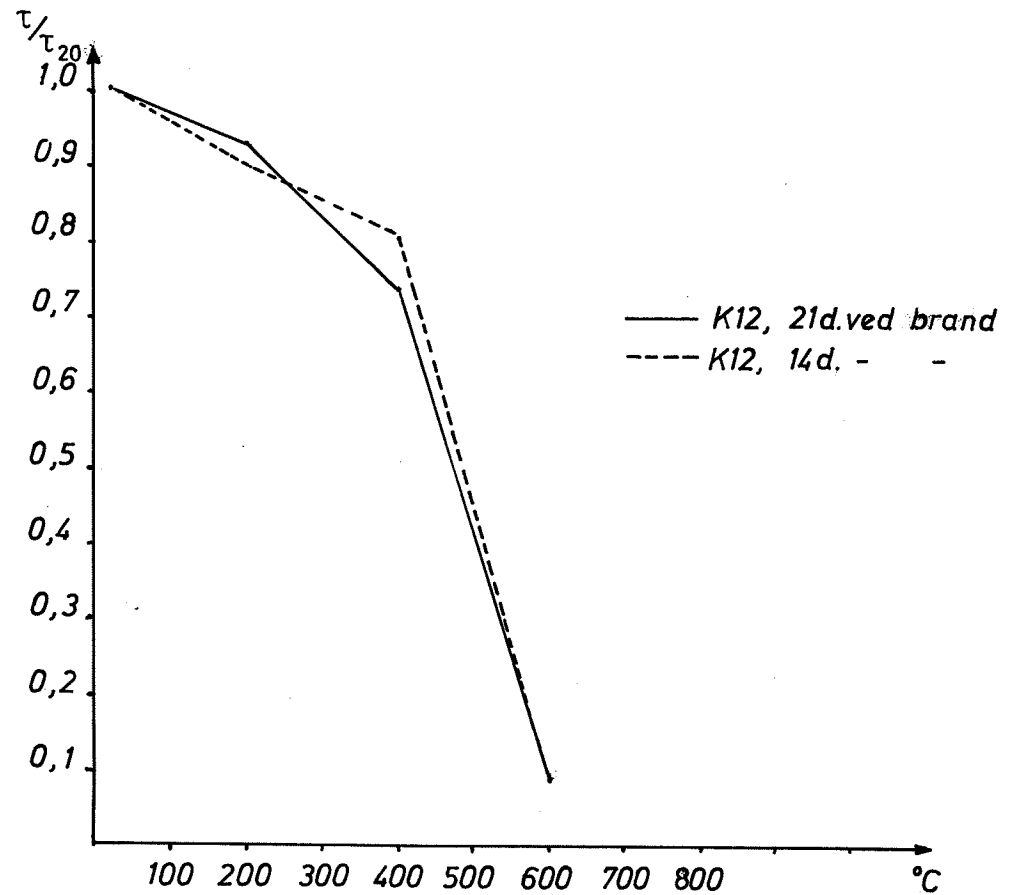
Temperaturmåling

Endelig er der foretaget en supplerende brænding til 600 °C, hvor temperaturerne målt på indstøbte termoelementer i et standardprøvelegeme.

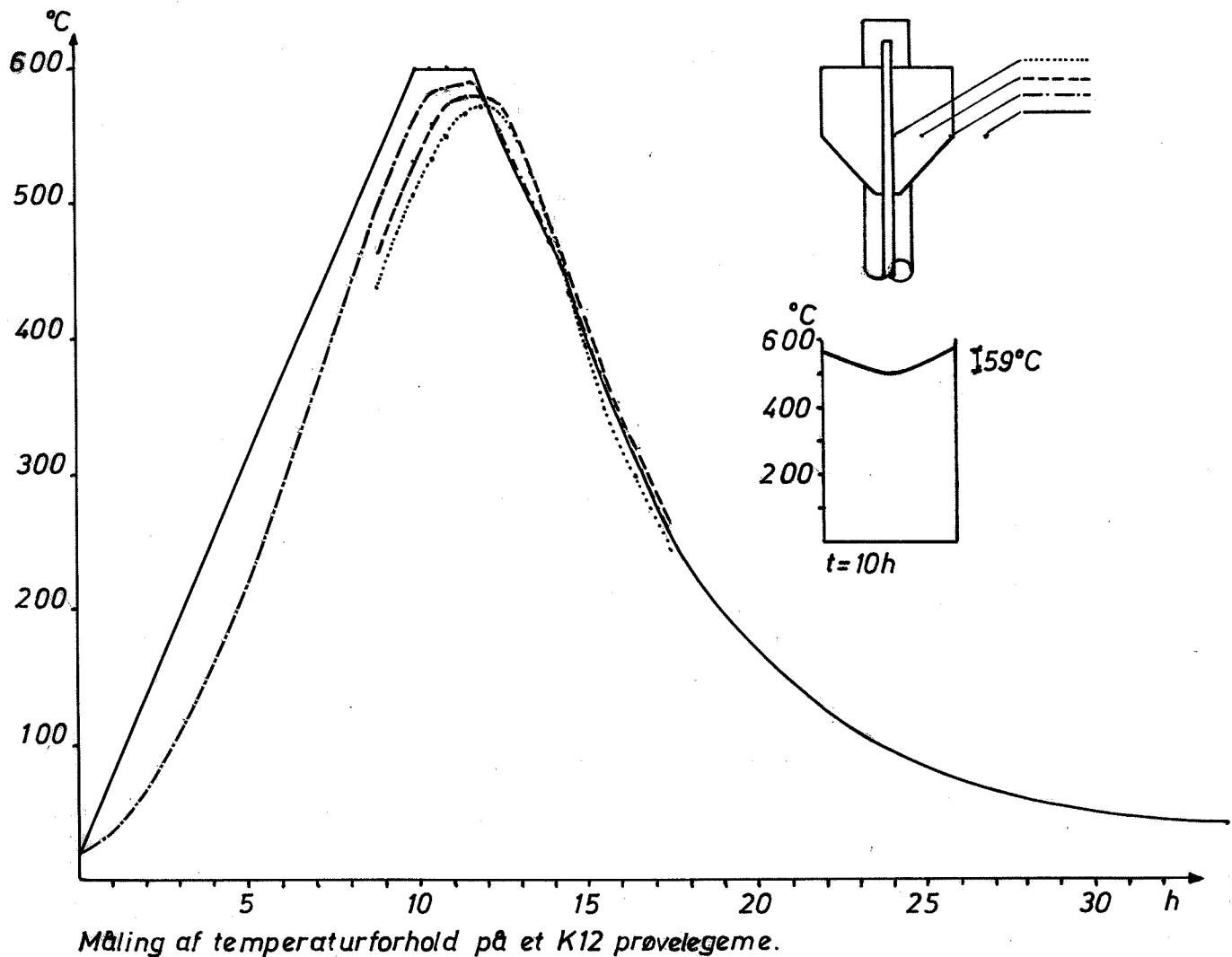
Disse elementer var udført af 1,5mm NiCr-Ni tråd med kvartssilke bevikling og hæftet med quiktip.

De indstøbte dele heraf var beviklet med plasttape på nær selve spidsen for at undgå fugt i beviklingen ved støbningen.

Med en simpel andenordensløsning til den polære differentialligning for varmeledning i en cylinder med radius 7,5cm er temperaturforskellen mellem kerne og overflade æstimeret til ca 65 °C ved opvarmningshastigheden 1 °C/min af overfladen, hvad der tillige med erfaringsmaterialet fra litteraturen har ligget til grund for valget af denne hastighed.



Indflydelse af lagringstiden før brand.



Målingerne, hvis resultater er vist på nærværende figur, gav 59°C som største temperaturforskel.

Med andre ord passede vurderingen rimeligt godt, og regnes med en forskel i fri tøjning på ca. 0,05% og et elasticitetsmodul på ca. 20 GPa svarende til ca. $2-300^{\circ}\text{C}$ (jfr. målinger af Weigler og Fischer og forfatteren), bliver spændingerne som følge af temperaturforskellen af størrelsesorden 5 MPa, hvad der anses for et passende kompromis.

SAMMENFATNING

Ved at sammenholde resultaterne af tidligere analyser af forankringsproblemet, er udledt en model til beskrivelse af fænomenet.

Modellen udmærker sig ved to forhold: Dels indplacerer den i højere grad end tidligere teorier enkeltobservationer i helheden, og dels forekommer ingen observationer at virke afkræftende på modellen.

Da dette netop er de to krav, som en ny model skal opfylde, for at kunne accepteres, er den antaget som grundlag for arbejdet med udviklingen af testmetoden.

Her har specielt den kendsgerning haft betydning, at flæknings- og vedhæftningsbrud kan anses for uafhængige fænomener for nordiske korrugerede stål.

Den foreslåede testmetode er afprøvet på varierende ståltyper og dimensioner og efter påvirkning af varierende maksimale temperaturer. Resultatet heraf har ud over at virke bekræftende på modellen givet oplysninger om temperaturafhængigheden af diverse ståls vedhæftningsstyrker.

Det fremgår, at testmetoden i højere grad end nogen tidligere foreslået test egner sig til bestemmelse af vedhæftningsstyrken for armeringsstål i beton, samt at dette i lige så høj grad er tilfældet efter påvirkningen af høje temperaturer.

Da metoden endvidere ikke har afsløret uforklarlige uoverensstemmelser i forhold til andre observationer eller til modellen kan den accepteres.

Derfor anbefales metoden fremmet som Nordtest-metode, og på de følgende sider gives forslag til dennes beskrivelse i henhold til ISO, "Guide for the Presentation of International Standards and Technical Reports", ISO 655.53.

NORDTEST METHOD

BOND BETWEEN CONCRETE AND DEFORMED BARS

1. SCOPE

This Nordtest method specifies a test method of determining the bond strength of deformed bars embedded in concrete and exposed to normal or high temperatures.

2. FIELD OF APPLICATION

The test method described is intended for deformed bars with an outer diameter of not more than 35 mm.

3. DEFINITIONS

The bond strength is defined as the maximum force possible to be transmitted between the bar and the concrete pr. unit area of a cylinder with a diameter equal to the outer diameter of the bar plus 1.5 mm. This diameter is called the effective diameter ϕ_{eff} .

4. METHOD OF TEST

4.1 Principle

A deformed bar is pulled out of a concrete specimen with compressive stresses inclined 45° to the bar axis arising from the reaction of a conical bearing block.

4.2 Apparatus

The bearing block shall be in accordance with that shown in figure 1.

- This bearing block shall rest in turn on a spherically seated bearing block of at least 120 mm in diameter and have a central hole of 35 mm in diameter.

4.3 Preparation of Test Pieces

The test specimens shall be in accordance with that shown in figure 2. Maximum deviation allowed from the shape of the conical part = 0.15 mm and from other parts = 1.5 mm.

Batching and mixing of the concrete are variables in the test.

The manner of placing the concrete in the moulds may be a variable in the test. When this is not the case the following procedure is to be used:

The mould is placed with the axis of the reinforcing bar in a vertical position and the cylindrical part upwards. The concrete is placed in two layers of approximately equal thickness, and each layer is tamped 25 times with a standard steel rod 16 mm diameter.

After casting the moulds shall be stored for at least 20 h in a room at 20°C and 65% relative moisture.

Immediately after removing the moulds cure the specimens in water at 20°C for 24 h and then in a room at 20°C and 65% relative moisture until the time of heating.

While heating the free parts of the reinforcing bar of each specimen shall be protected by 25 mm mineral wool with density at least 90 kg/m³ over a distance of at least 200 mm from the concrete block.

At an age of 28 days for standard Portland cement or 14 days for Rapid cement the specimens are placed in an oven heated at a rate of 60°C per hour up to the maximum temperature which shall be kept for 2 hours. After this the oven shall be cooled down at a rate of not more than 60°C per hour.

The specimens are then cured in a room at 20°C and 65% relative moisture until an age of 35 days for standard Portland cement or 21 days for Rapid cement, after which they are tested.

4.4 Procedure

Mount the specimen in the testing machine so that the conical part from which the long end of the bar projects rests in the bearing block mounted with 3 mm neoprene 60^o shore.

The spherically seated bearing block shall rest on a support which transfers the reaction from this block to the weighing table of the testing machine.

The projecting reinforcing bar shall extend through the bearing block assembly and the support and be gripped for tension by the jaws of the testing machine.

Apply the load to the reinforcing bar at a rate not greater than $30 \varnothing_{\text{eff}} \text{ kN/second}$ ($\varnothing_{\text{eff}}$ in m).

Continue loading until maximum load is reached by 1) bond failure or 2) yielding of the reinforcing bar.

Read the value of the maximum load.

4.5 Expression of Result

The bond strength is expressed as the maximum load divided by the area $\varnothing_{eff} \cdot \pi \cdot 0.115 \text{ m}^2$ ($\varnothing_{eff}$ in m).

4.6 Test Report

The report shall include so many of the following data as are pertinent to the variables studied in the test:

- Properties of the concrete mixture
- Casting procedure
- Properties of the reinforcing bars
- The maximum temperature
- The bond strength.

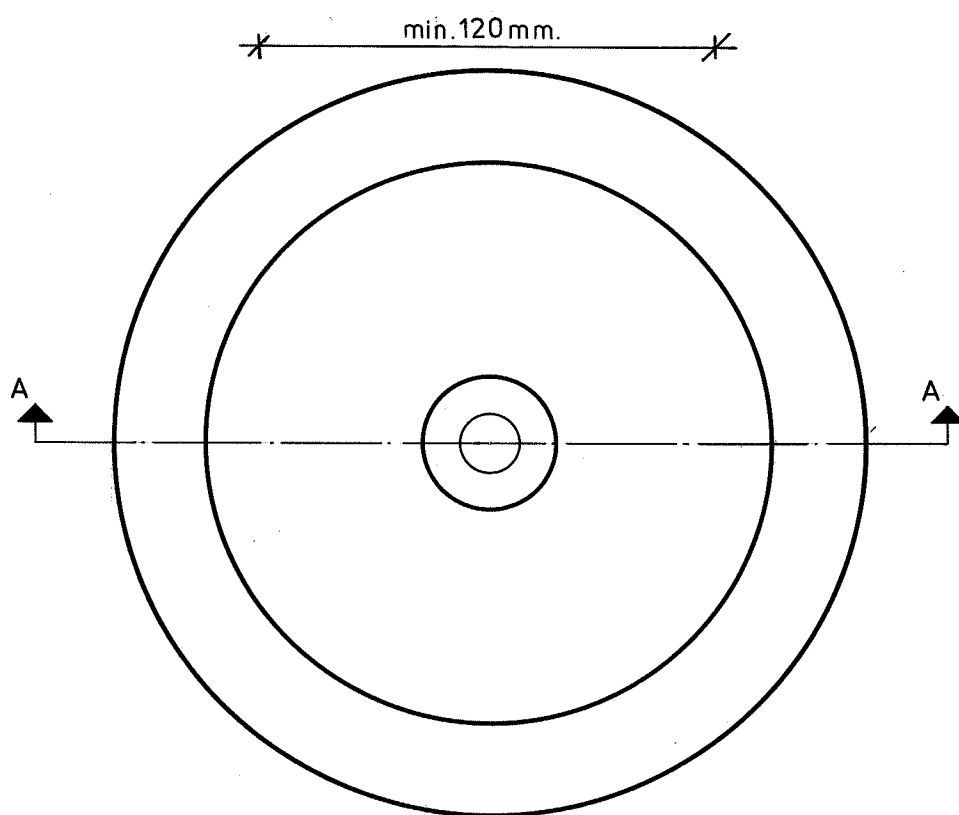
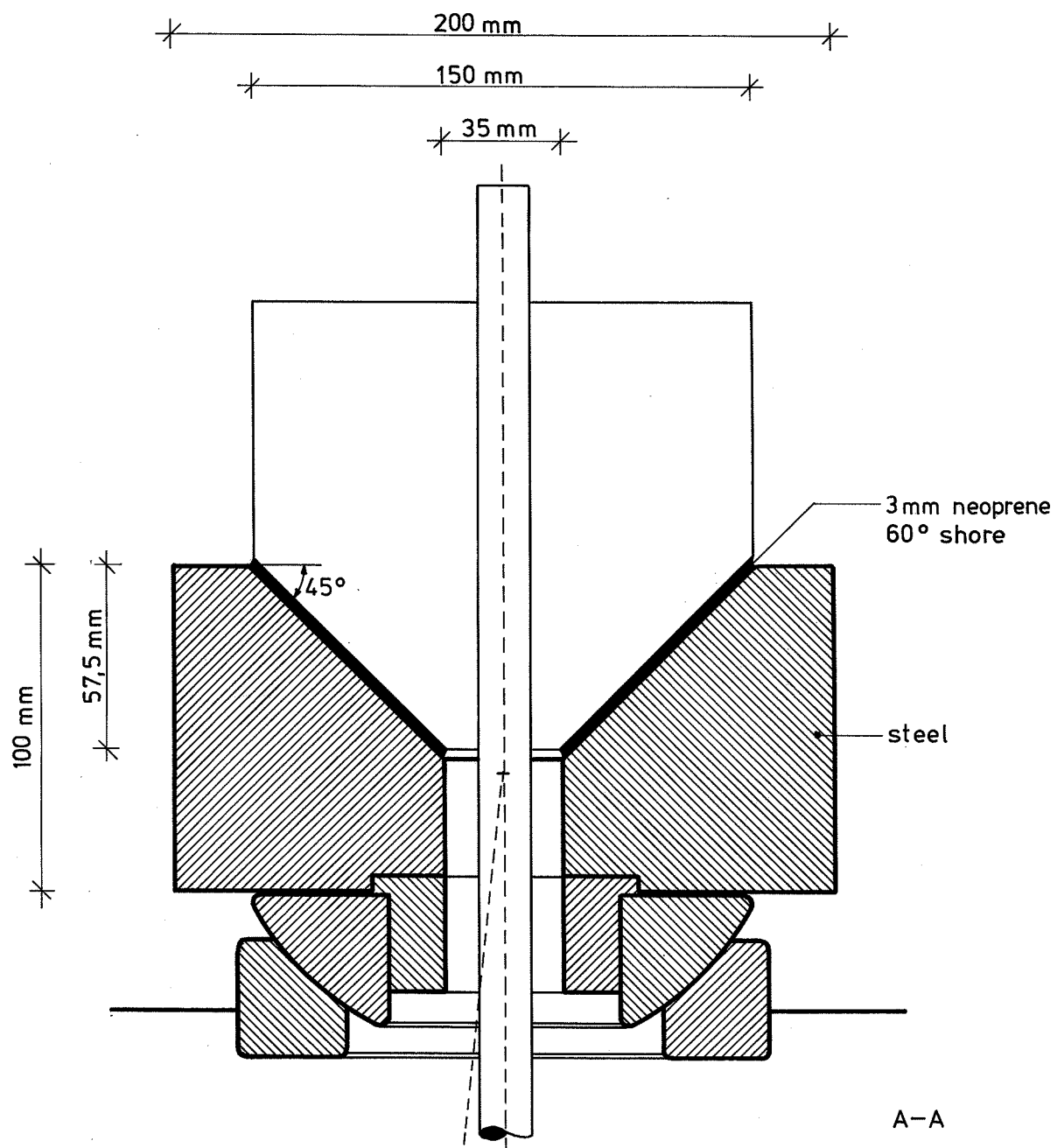


Figure 1
Steel bearing block

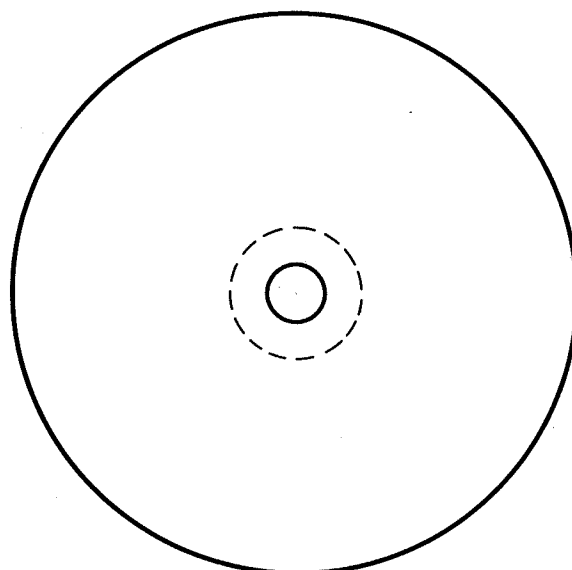
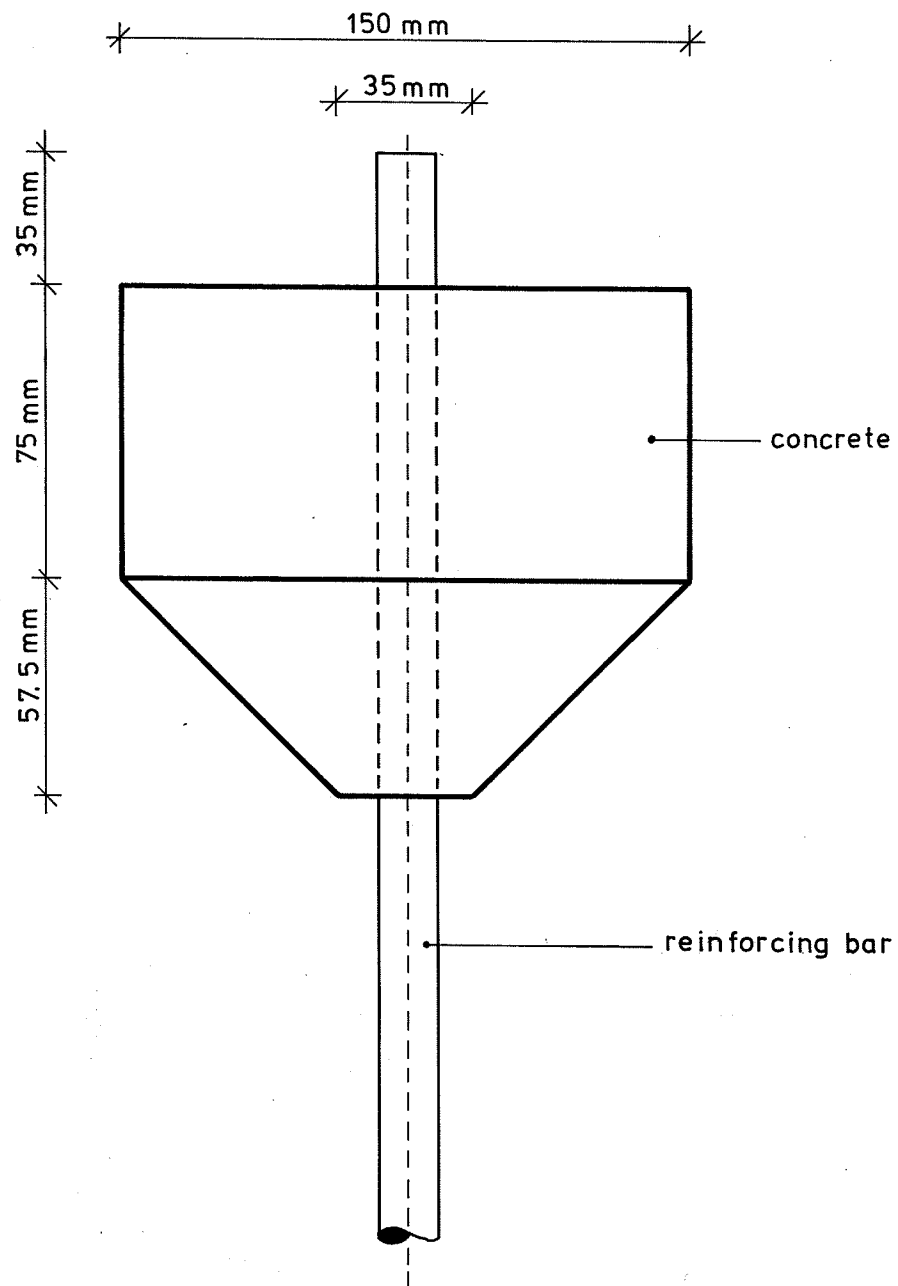
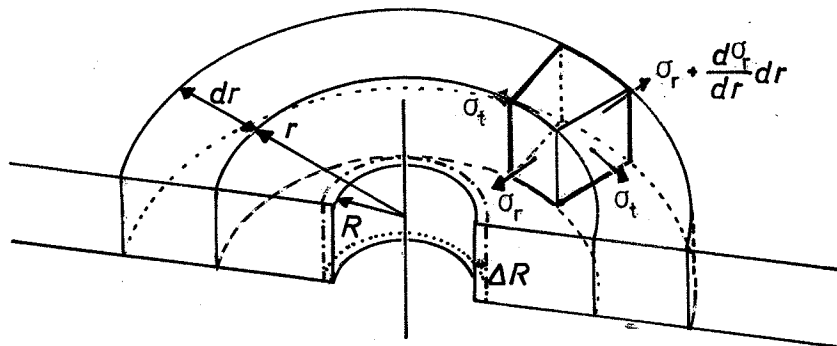


Figure 2
Test specimen

APPENDIX 1

Der anstilles en elastisk to-dimensional polar betragtning over spændingstøjningsforholdene i et uendeligt medium ved belastning af cylinderfladen $r = R$ med spændingen $\sigma_r = \sigma_R$, henholdsvis flytningen ΔR .

Ligevægt giver

$$\frac{\sigma_r - \sigma_t}{r} + \frac{d\sigma_r}{dr} = 0$$

Hookes lov får formen

$$\epsilon_r = \frac{d\Delta r}{dr} = \frac{1}{E} (\sigma_r - \nu \sigma_t)$$

$$\epsilon_t = \frac{\Delta r}{r} = \frac{1}{E} (\sigma_t - \nu \sigma_r)$$

Der indsat i ligevægtbetingelsen giver

$$r \frac{d^2 \Delta r}{dr^2} + \frac{d\Delta r}{dr} - \frac{\Delta r}{r} = 0$$

der omskrives til

$$\frac{d^2 (r\Delta r)}{dr^2} - \frac{1}{r} \frac{d(r\Delta r)}{dr} = 0$$

der er en Euler-ligning.

Der indsættes $r\Delta r = ar^n$, hvoraf $n^2 = 2n$ med løsning $n = 2$ og $n = 0$, altså

$$\Delta r = \frac{a}{r} + br$$

hvor a og b er konstante.

$\Delta r \rightarrow 0$ for $r \rightarrow \infty$ giver $b = 0$ og $\Delta r = \Delta R$
for $r = R$ giver $a = R\Delta R$, så

$$\Delta r = \frac{R\Delta R}{r}$$

Heraf fås ved indsætning

$$\sigma_t = -\sigma_r = \frac{E}{1+\nu} \frac{\Delta r}{r} = \frac{E}{1+\nu} \frac{R\Delta R}{r^2} = -\sigma_R \frac{R^2}{r^2}$$

$$\epsilon_t = -\epsilon_r = \frac{\Delta r}{r} = \frac{R\Delta R}{r^2} = -\frac{1+\nu}{E} \sigma_R \frac{R^2}{r^2}$$

Dersom mediet ikke er uendeligt, men udgør en cylindrisk skal med ydre begrænsningsflade $r = C$, fås stadig løsningen

$$\Delta r = \frac{a}{r} + br$$

men grænsebetingelserne er blot $\Delta r = \Delta R$ for $r = R$ og

$$\sigma_r = 0 \Leftrightarrow \frac{d\Delta r}{dr} = -\nu \frac{\Delta r}{r}$$

for $r = C$, hvorefter

$$\Delta r = \frac{R\Delta R}{C^2(1+\nu) + R^2(1-\nu)} \left[\frac{C^2(1+\nu)}{r} + (1-\nu)r \right]$$

$$= \frac{\sigma_R \cdot R^2}{E(R^2 - C^2)} \left[\frac{C^2(1+\nu)}{r} + (1-\nu)r \right]$$

$$\sigma_r = \frac{\sigma_R R^2}{R^2 - C^2} \left[1 - \frac{C^2}{r^2} \right]$$

$$\sigma_t = \frac{\sigma_R R^2}{R^2 - C^2} \left[1 + \frac{C^2}{r^2} \right]$$

Betragtes cylinderen med ydre radius R , får man grænsebetingelserne

$$\Delta r \rightarrow 0 \text{ for } r \rightarrow 0 \Rightarrow a = 0 \text{ og}$$

$$\Delta r = \Delta R \text{ for } r = R \Rightarrow b = \frac{\Delta R}{R}$$

$$\Delta r = \frac{\Delta R}{R} \cdot r$$

og

$$\sigma_t = \sigma_r = \frac{E}{1-\nu} \frac{\Delta R}{R} = \sigma_R$$

$$\epsilon_t = \epsilon_r = \frac{\Delta R}{R} = \frac{1-\nu}{E} \sigma_R$$

APPENDIX 2

Forsøgsresultater
alle spændinger i MPa.

Stålttype: G8

Temp. °C	100	200	300	400	500	600	700	800
Støbe- dato	/	11/10	/	9/10	/	8/10	/	/
σ' 1		22,5		20,2		18,8		
2		22,1		20,3		18,2		
$\bar{\sigma}'_{\text{kold}}$		22,3		20,2		18,5		
σ' 3		18,9		14,3		1,594		
4		19,3		14,0		1,794		
5		20,8		13,2		1,860		
$\bar{\sigma}'_{\text{brændt}}$		19,7		13,8		1,750		
τ 1		4,91		6,68		5,74		
2		6,26		4,84		5,50		
$\bar{\tau}_{\text{kold}}$		5,59		5,76		5,62		
τ 3		5,02		1,730		0,0346		
4		3,29		2,076		0,0346		
5		4,43		1,695		0,0000		
$\bar{\tau}_{\text{brændt}}$		4,24		1,83		0,0231		

$\sigma'/\bar{\sigma}'_{\text{kold}}$ 3		0,848		0,708		0,0862		
4		0,865		0,693		0,0970		
5		0,933		0,653		0,1005		
$\bar{\sigma}'/\bar{\sigma}'_{\text{kold}}$		0,883		0,683		0,0946		
$\tau/\bar{\tau}_{\text{kold}}$ 3		0,898		0,300		0,0062		
4		0,589		0,360		0,0062		
5		0,792		0,294		0,0000		
$\bar{\tau}_{\text{br}}/\bar{\tau}_{\text{kold}}$		0,758		0,318		0,0041		
$\tau/\bar{\sigma}'_{\text{kold}}$ 1		0,220		0,331		0,310		
2		0,281		0,240		0,297		
$\bar{\tau}_{\text{kold}}/\bar{\sigma}'_{\text{kold}}$		0,251		0,285		0,304		
$\tau/\bar{\sigma}'_{\text{br.}}$ 3		0,255		0,125		0,0197		
4		0,167		0,150		0,0197		
5		0,225		0,123		0,0000		
$\bar{\tau}_{\text{br}}/\bar{\sigma}'_{\text{br.}}$		0,215		0,133		0,0132		

Ståltype: G12

Alle spændinger i MPa

Temp. °C	100	200	300	400	500	600	700	800
Støbe- dato	/	6 / 11	/	7/11	/	5/11	/	/
σ' 1		20,2		19,6		20,5		
2		19,9		20,3		21,3		
$\bar{\sigma}'_{\text{kold}}$		20,1		19,9		20,9		
σ' 3		17,2		13,5		1,93		
4		16,9		14,3		1,99		
5		17,1		14,5		1,79		
$\bar{\sigma}'_{\text{brændt}}$		17,1		14,1		1,90		
τ 1		6,78		4,64		5,07		
2		7,31		4,01		5,51		
$\bar{\tau}_{\text{kold}}$		7,05		4,32		5,29		
τ 3		3,97		2,08		0,00		
4		4,75		2,54		0,00		
5		3,83		2,61		0,00		
$\bar{\tau}_{\text{brændt}}$		4,18		2,41		0,00		

$\sigma'/\bar{\sigma}'_{\text{kold}}$ 3		0,856		0,678		0,0923		
4		0,841		0,719		0,0952		
5		0,851		0,729		0,0856		
$\bar{\sigma}'/\bar{\sigma}'_{\text{kold}}$		0,851		0,708		0,0913		
$\tau/\bar{\tau}_{\text{kold}}$ 3		0,563		0,481		0,00		
4		0,674		0,588		0,00		
5		0,543		0,604		0,00		
$\bar{\tau}_{\text{br}}/\bar{\tau}_{\text{kold}}$		0,594		0,556		0,00		
$\tau/\bar{\sigma}'_{\text{kold}}$ 1		0,337		0,233		0,243		
2		0,364		0,202		0,264		
$\bar{\tau}_{\text{kold}}/\bar{\sigma}'_{\text{kold}}$		0,351		0,217		0,253		
$\tau/\bar{\sigma}'_{\text{br.}}$ 3		0,232		0,148		0,00		
4		0,274		0,180		0,00		
5		0,224		0,185		0,00		
$\bar{\tau}_{\text{br.}}/\bar{\sigma}'_{\text{br.}}$		0,244		0,171		0,00		

Ståltype: G16

Alle spændinger i MPa

Temp. °C		100	200	300	400	500	600	700	800
Støbe- dato		5/9	7/8	4/9	8/8	3/9	6/8	/	/
σ'	1	21,1	21,4	19,8	20,0	19,9	20,8		
	2	20,6	21,3	21,3	20,2	20,2	21,0		
$\bar{\sigma}'_{\text{kold}}$		20,8	21,3	20,5	20,1	20,0	20,9		
σ'	3	20,3	16,7	17,5	12,7	6,24	2,06		
	4	19,8	17,6	17,3	13,1	6,91	2,19		
	5	19,1	16,5	17,6	13,0	6,38	2,26		
$\bar{\sigma}'_{\text{brændt}}$		19,7	17,0	17,5	12,9	6,51	2,17		
τ	1	2,34	3,13	3,06	3,13	2,20	4,22		
	2	3,27	3,20	2,65	3,03	2,96	4,96		
$\bar{\tau}_{\text{kold}}$		2,805	3,17	2,85	3,08	2,58	4,59		
τ	3	3,10	2,46	1,38	1,35	0,0519	-		
	4	3,13	2,09	2,34	1,28	0,0692	-		
	5	3,22	2,51	0,865	1,70	0,0519	0,035		
$\bar{\tau}_{\text{brændt}}$		3,15	2,35	1,528	1,44	0,0577	0,035		

$\sigma'/\bar{\sigma}'_{\text{kold}}$	3	0,976	0,784	0,854	0,632	0,312	0,0986		
	4	0,952	0,826	0,844	0,652	0,346	0,1048		
	5	0,918	0,775	0,859	0,647	0,319	0,1081		
$\bar{\sigma}'/\bar{\sigma}'_{\text{kold}}$		0,949	0,795	0,851	0,644	0,326	0,1038		
$\tau/\bar{\tau}_{\text{kold}}$	3	1,105	0,776	0,484	0,438	0,0201	-		
	4	1,116	0,659	0,821	0,416	0,0268	-		
	5	1,148	0,792	0,304	0,552	0,02012	0,0076		
$\bar{\tau}_{\text{br}}/\bar{\tau}_{\text{kold}}$		1,123	0,741	0,536	0,468	0,0224	0,0076		
$\tau/\bar{\sigma}'_{\text{kold}}$	1	0,113	0,147	0,149	0,156	0,110	0,202		
	2	0,157	0,150	0,129	0,151	0,148	0,237		
$\bar{\tau}_{\text{kold}}/\bar{\sigma}'_{\text{kold}}$		0,135	0,149	0,139	0,153	0,129	0,220		
$\tau/\bar{\sigma}'_{\text{br.}}$	3	0,157	0,145	0,0789	0,105	0,00787	-		
	4	0,159	0,123	0,1337	0,099	0,01063	-		
	5	0,163	0,148	0,0494	0,132	0,00797	0,01613		
$\bar{\tau}_{\text{br}}/\bar{\sigma}'_{\text{br.}}$		0,160	0,138	0,0873	0,112	0,00886	0,01613		

Ståltype: K12

Alle spændinger i MPa

Temp. °C	100	200	300	400	500	600	700	800
Støbe- dato	/	14/11	/	13/11	/	12/11	/	/
σ' 1		17,3		21,2		20,3		
2		17,3		20,3		20,1		
$\bar{\sigma}'_{\text{kold}}$		17,3		20,8		20,2		
σ' 3		14,9		13,6		2,04		
4		15,0		14,0		2,04		
5		15,5		14,3		2,04		
$\bar{\sigma}'_{\text{brændt}}$		15,1		13,9		2,04		
τ 1		15,0		15,2		15,3		
2		14,6		15,0		15,3		
$\bar{\tau}_{\text{kold}}$		14,8		15,1		15,3		
τ 3		13,9		11,5		1,31		
4		13,0		13,2		1,27		
5		13,1		12,2		0,85		
$\bar{\tau}_{\text{brændt}}$		13,3		12,3		1,14		

$\sigma'/\bar{\sigma}'_{\text{kold}}$ 3		0,861		0,654		0,101		
4		0,867		0,673		0,101		
5		0,896		0,688		0,101		
$\bar{\sigma}'/\bar{\sigma}'_{\text{kold}}$		0,874		0,671		0,101		
$\tau/\bar{\tau}_{\text{kold}}$ 3		0,939		0,762		0,0956		
4		0,878		0,874		0,0830		
5		0,885		0,808		0,0556		
$\bar{\tau}_{\text{br}}/\bar{\tau}_{\text{kold}}$		0,901		0,814		0,0748		
$\tau/\bar{\sigma}'_{\text{kold}}$ 1		0,867		0,731		0,757		
2		0,844		0,721		0,757		
$\bar{\tau}_{\text{kold}}/\bar{\sigma}'_{\text{kold}}$		0,855		0,726		0,757		
$\tau/\bar{\sigma}'_{\text{br.}}$ 3		0,921		0,827		0,642		
4		0,861		0,950		0,623		
5		0,868		0,878		0,417		
$\bar{\tau}_{\text{br}}/\bar{\sigma}'_{\text{br.}}$		0,881		0,885		0,559		

Ståltype: K16

Alle spændinger i MPa

Temp. °C	100	200	300	400	500	600	700	800
Støbe- dato	18/7	11/7	17/7	10/7	16/7	9/7	19/7	12/7
σ' 1	18,1	21,1	19,1	21,2	22,3	20,3	17,6	21,3
2	18,5	20,6	18,5	20,6	22,1	20,7	17,3	21,3
$\bar{\sigma}'_{\text{kold}}$	18,3	20,8	18,8	20,9	22,2	20,5	17,5	21,3
σ' 3	17,6	17,5	15,2	13,8	6,9	1,93	0,864	0,797
4	17,4	18,1	15,5	13,8	8,4	1,93	-	0,864
5	17,8	17,6	15,3	13,8	7,7	1,86	0,864	0,731
$\bar{\sigma}'_{\text{brændt}}$	17,6	17,7	15,3	13,8	7,7	1,91	0,864	0,797
τ 1	13,7	17,9	14,31	17,1	16,1	17,3	-	15,8
2	14,4	17,6	14,38	16,5	17,4	16,5	14,6	16,5
$\bar{\tau}_{\text{kold}}$	14,1	17,7	14,35	16,8	16,7	16,9	14,6	16,1
τ 3	12,2	14,6	12,54	10,14	5,52	1,24	0,253	0,435
4	13,7	14,9	12,21	11,59	5,93	0,98	0,295	0,323
5	14,0	14,1	12,68	11,73	6,21	1,25	0,534	0,562
$\bar{\tau}_{\text{brændt}}$	13,3	14,7	12,48	11,15	5,88	1,16	0,360	0,440

$\sigma'/\bar{\sigma}'_{\text{kold}}$ 3	0,962	0,841	0,809	0,660	0,311	0,0941	0,0494	0,0374
4	0,951	0,870	0,824	0,660	0,378	0,0941	-	0,0406
5	0,973	0,846	0,814	0,660	0,347	0,0907	0,0494	0,0343
$\bar{\sigma}'/\bar{\sigma}'_{\text{kold}}$	0,962	0,853	0,816	0,660	0,345	0,0930	0,0494	0,0374
$\tau/\bar{\tau}_{\text{kold}}$ 3	0,866	0,825	0,874	0,604	0,331	0,0734	0,0173	0,0270
4	0,972	0,842	0,851	0,690	0,355	0,0580	0,0202	0,0201
5	0,993	0,797	0,884	0,698	0,372	0,0740	0,0365	0,0349
$\bar{\tau}_{\text{br}}/\bar{\tau}_{\text{kold}}$	0,943	0,831	0,870	0,664	0,352	0,0686	0,0247	0,0273
$\tau/\bar{\sigma}'_{\text{kold}}$ 1	0,749	0,861	0,761	0,818	0,725	0,844	-	0,742
2	0,787	0,846	0,765	0,789	0,784	0,805	0,806	0,775
$\bar{\tau}_{\text{kold}}/\bar{\sigma}'_{\text{kold}}$	0,770	0,851	0,763	0,804	0,752	0,824	0,806	0,756
$\tau/\bar{\sigma}'_{\text{br.}}$ 3	0,693	0,825	0,820	0,735	0,717	0,649	0,293	0,546
4	0,778	0,842	0,798	0,840	0,770	0,513	0,341	0,405
5	0,795	0,797	0,829	0,850	0,806	0,654	0,618	0,705
$\bar{\tau}_{\text{br}}/\bar{\sigma}'_{\text{br.}}$	0,756	0,831	0,816	0,808	0,764	0,607	0,417	0,552

Ståltype: K25

Alle spændinger i MPa

Temp. °C	100	200	300	400	500	600	700	800
Støbe- dato	/	12/9	/	11/9	/	10/9	/	/
σ' 1		20,7		20,2		18,3		
2		19,6		19,3		17,9		
$\bar{\sigma}'_{\text{kold}}$		20,1		19,8		18,1		
σ' 3		16,9		12,8		1,79		
4		16,2		13,9		1,79		
5		15,7		13,1		1,46		
$\bar{\sigma}'_{\text{brændt}}$		16,3		13,2		1,68		
τ 1		13,17		12,89		12,91		
2		13,07		13,29		13,31		
$\bar{\tau}_{\text{kold}}$		13,12		13,09		13,11		
τ 3		9,56		8,66		0,922		
4		10,68		8,52		1,029		
5		11,19		8,65		1,204		
$\bar{\tau}_{\text{brændt}}$		10,48		8,61		1,052		

$\sigma'/\bar{\sigma}'_{\text{kold}}$ 3		0,841		0,646		0,0989		
4		0,806		0,702		0,0989		
5		0,781		0,662		0,0807		
$\bar{\sigma}'/\bar{\sigma}'_{\text{kold}}$		0,810		0,670		0,0930		
$\tau/\bar{\tau}_{\text{kold}}$ 3		0,729		0,662		0,0703		
4		0,814		0,651		0,0785		
5		0,853		0,661		0,0918		
$\bar{\tau}_{\text{br}}/\bar{\tau}_{\text{kold}}$		0,799		0,658		0,0802		
$\tau/\bar{\sigma}'_{\text{kold}}$ 1		0,655		0,651		0,713		
2		0,650		0,671		0,735		
$\bar{\tau}_{\text{kold}}/\bar{\sigma}'_{\text{kold}}$		0,653		0,661		0,724		
$\tau/\bar{\sigma}'_{\text{br.}}$ 3		0,587		0,656		0,553		
4		0,655		0,645		0,613		
5		0,687		0,655		0,717		
$\bar{\tau}_{\text{br}}/\bar{\sigma}'_{\text{br.}}$		0,643		0,652		0,626		

Ståltype: T8

Alle spændinger i MPa

Temp. °C	100	200	300	400	500	600	700	800
Støbe- dato	/	16/10	/	17/10	/	15/10	/	/
σ' 1		21,3		22,9		19,7		
2		21,7		22,3		21,7		
$\bar{\sigma}'_{\text{kold}}$		21,5		22,6		20,7		
σ' 3		18,3		15,3		1,79		
4		17,8		15,4		1,79		
5		17,7		15,7		1,66		
$\bar{\sigma}'_{\text{brændt}}$		17,9		15,5		1,75		
τ 1		>9,57		>9,70		>9,67		
2		>9,67		>9,70		>9,78		
$\bar{\tau}_{\text{kold}}$		>9,62		>9,70		>9,73		
τ 3		>9,75		>9,57		0,922		
4		>9,78		9,65		0,554		
5		>9,81		>9,78		1,081		
$\bar{\tau}_{\text{brændt}}$		>9,78		9,67		0,852		

$\sigma'/\bar{\sigma}'_{\text{kold}}$ 3		0,851		0,677		0,0865		
4		0,828		0,681		0,0865		
5		0,823		0,695		0,0802		
$\bar{\sigma}'/\bar{\sigma}'_{\text{kold}}$		0,833		0,685		0,0847		
$\tau/\bar{\tau}_{\text{kold}}$ 3		<1,014		<0,987		<0,0948		
4		<1,017		<0,995		<0,0569		
5		<1,020		<1,008		<0,1111		
$\bar{\tau}_{\text{br}}/\bar{\tau}_{\text{kold}}$		<1,017		<0,996		<0,0876		
$\tau/\bar{\sigma}'_{\text{kold}}$ 1		>0,445		>0,429		>0,467		
2		>0,450		>0,429		>0,472		
$\bar{\tau}_{\text{kold}}/\bar{\sigma}'_{\text{kold}}$		>0,447		>0,429		>0,470		
$\tau/\bar{\sigma}'_{\text{br.}}$ 3		>0,545		0,617		0,527		
4		>0,546		0,623		0,317		
5		>0,458		>0,631		0,618		
$\bar{\tau}_{\text{br}}/\bar{\sigma}'_{\text{br.}}$		>0,546		0,624		0,487		

Ståltype: T12

Alle spændinger i MPa

Temp. °C	100	200	300	400	500	600	700	800
Støbe- dato	/	5/7	/	2/7	/	4/7	/	3/7
σ' 1		22,6		18,8		22,1		21,1
2		22,5		18,0		21,3		21,9
$\bar{\sigma}'_{\text{kold}}$		22,6		18,4		21,7		21,5
σ' 3		19,1		12,4		2,50		0,930
4		19,2		12,3		2,60		0,997
5		20,0		12,6		2,50		0,997
$\bar{\sigma}'_{\text{brændt}}$		19,4		12,4		2,53		0,976
τ 1		15,4		-		14,6		15,3
2		15,1		14,6		14,4		14,4
$\bar{\tau}_{\text{kold}}$		15,3		14,6		14,5		14,8
τ 3		14,7		9,77		0,93		0,28
4		14,2		9,42		0,91		0,37
5		14,3		9,01		1,15		0,56
$\bar{\tau}_{\text{brændt}}$		14,4		9,40		1,00		0,40

$\sigma'/\bar{\sigma}'_{\text{kold}}$ 3		0,845		0,674		0,115		0,0433
4		0,850		0,668		0,120		0,0464
5		0,885		0,685		0,115		0,0464
$\bar{\sigma}'/\bar{\sigma}'_{\text{kold}}$		0,862		0,674		0,117		0,045
$\tau/\bar{\tau}_{\text{kold}}$ 3		0,961		0,669		0,0641		0,0189
4		0,928		0,645		0,0628		0,0250
5		0,935		0,617		0,0793		0,0378
$\bar{\tau}_{\text{br}}/\bar{\tau}_{\text{kold}}$		0,942		0,643		0,0689		0,0272
$\tau/\bar{\sigma}'_{\text{kold}}$ 1		0,681		-		0,673		0,712
2		0,668		0,793		0,664		0,620
$\bar{\tau}_{\text{kold}}/\bar{\sigma}'_{\text{kold}}$		0,677		0,793		0,666		0,689
$\tau/\bar{\sigma}'_{\text{br.}}$ 3		0,758		0,788		0,368		0,287
4		0,732		0,760		0,360		0,379
5		0,737		0,727		0,455		0,574
$\bar{\tau}_{\text{br}}/\bar{\sigma}'_{\text{br.}}$		0,741		0,758		0,395		0,413

Ståltype: T16

Alle spændinger i MPa

Temp. °C		100	200	300	400	500	600	700	800
Støbe- dato		30/7	24/7	1/8	25/7	31/7	23/7	2/8	26/7
σ'	1	15,9	18,5	16,9	15,1	17,1	17,9	17,6	19,5
	2	16,9	18,6	18,2	14,7	16,5	17,3	19,3	19,3
$\bar{\sigma}'_{\text{kold}}$		16,4	18,6	17,6	14,9	16,8	17,6	18,5	19,4
σ'	3	15,7	15,1	14,7	9,63	5,18	1,33	1,59	0,45
	4	15,6	15,1	14,2	9,83	5,38	1,53	1,53	0,53
	5	16,1	15,9	14,5	10,03	5,71	1,53	1,46	-
$\bar{\sigma}'_{\text{brændt}}$		15,8	15,4	14,4	9,83	5,42	1,46	1,53	0,74
τ	1	11,9	13,7	10,1	11,2	12,2	13,1	12,2	13,9
	2	11,4	13,6	11,8	11,2	10,9	12,8	-	13,1
$\bar{\tau}_{\text{kold}}$		11,7	13,7	10,9	11,2	11,6	13,0	12,2	13,1
τ	3	11,5	11,4	9,39	5,87	2,72	0,559	0,746	0,072
	4	11,0	10,9	8,60	6,25	2,41	0,531	0,516	0,229
	5	11,0	11,3	8,78	6,12	3,51	0,416	0,688	0,129
$\bar{\tau}_{\text{brændt}}$		11,2	11,2	8,93	6,08	2,88	0,502	0,650	0,143

$\sigma'/\bar{\sigma}'_{\text{kold}}$	3	0,957	0,812	0,835	0,646	0,308	0,0756	0,0862	0,0232
	4	0,951	0,812	0,807	0,660	0,320	0,0869	0,0827	0,0273
	5	0,982	0,855	0,824	0,673	0,340	0,0869	0,0789	-
$\bar{\sigma}'/\bar{\sigma}'_{\text{kold}}$		0,963	0,828	0,820	0,660	0,323	0,0830	0,0827	0,0381
$\tau/\bar{\tau}_{\text{kold}}$	3	0,983	0,832	0,861	0,524	0,234	0,0430	0,0611	0,0055
	4	0,940	0,796	0,789	0,558	0,208	0,0408	0,0423	0,0175
	5	0,940	0,825	0,806	0,546	0,303	0,0320	0,0564	0,0098
$\bar{\tau}_{\text{br}}/\bar{\tau}_{\text{kold}}$		0,959	0,821	0,819	0,543	0,248	0,0388	0,0531	0,0110
$\tau/\bar{\sigma}'_{\text{kold}}$	1	0,726	0,737	0,574	0,752	0,726	0,744	0,659	0,716
	2	0,695	0,731	0,670	0,752	0,649	0,727	-	0,629
$\bar{\tau}_{\text{kold}}/\bar{\sigma}'_{\text{kold}}$		0,713	0,737	0,619	0,752	0,690	0,739	0,659	0,675
$\tau/\bar{\sigma}'_{\text{br.}}$	3	0,728	0,740	0,652	0,597	0,502	9,383	0,488	0,097
	4	0,696	0,708	0,597	0,636	0,445	0,364	0,337	0,309
	5	0,696	0,734	0,610	0,623	0,648	0,285	0,450	0,174
$\bar{\tau}_{\text{br}}/\bar{\sigma}'_{\text{br.}}$		0,709	0,727	0,620	0,619	0,531	0,344	0,425	0,193

Ståltype: T25

Alle spændinger i MPa

Temp. °C	100	200	300	400	500	600	700	800
Støbe- dato	/	19/9	/	18/9	/	17/9	/	/
σ' 1		17,7		17,1		14,9		
2		17,7		16,4		13,0		
$\bar{\sigma}'_{\text{kold}}$		17,7		16,8		14,0		
σ' 3		12,0		11,6		11,20		
4		14,7		11,6		1,26		
5		14,2		11,4		1,33		
$\bar{\sigma}'_{\text{brændt}}$		13,7		11,56		1,26		
τ 1		10,34		11,37		10,16		
2		11,81		10,53		10,62		
$\bar{\tau}_{\text{kold}}$		11,08		10,95		10,39		
τ 3		8,63		6,21		0,345		
4		8,27		6,64		0,325		
5		9,74		6,53		0,538		
$\bar{\tau}_{\text{brændt}}$		9,21		6,46		0,402		

$\sigma'/\bar{\sigma}'_{\text{kold}}$ 3		0,678		0,690		0,0857		
4		0,831		0,690		0,0900		
5		0,802		0,679		0,0950		
$\bar{\sigma}'/\bar{\sigma}'_{\text{kold}}$		0,772		0,689		0,0902		
$\tau/\bar{\tau}_{\text{kold}}$ 3		0,869		0,567		0,0332		
4		0,746		0,606		0,0313		
5		0,879		0,596		0,0518		
$\bar{\tau}_{\text{br}}/\bar{\tau}_{\text{kold}}$		0,832		0,590		0,0387		
$\tau/\bar{\sigma}'_{\text{kold}}$ 1		0,584		0,677		0,726		
2		0,667		0,627		0,759		
$\bar{\tau}_{\text{kold}}/\bar{\sigma}'_{\text{kold}}$		0,626		0,652		0,742		
$\tau/\bar{\sigma}'_{\text{br.}}$ 3		0,703		0,537		0,274		
4		0,604		0,574		0,258		
5		0,711		0,565		0,427		
$\bar{\tau}_{\text{br.}}/\bar{\sigma}'_{\text{br.}}$		0,672		0,559		0,319		

Ståltype: K12

3 uger lagring

Alle spændinger i MPa

Temp. °C	100	200	300	400	500	600	700	800
Støbe- dato	/	26/9	/	25/9	/	24/9	/	/
σ' 1		17,6		19,0		19,5		
2		17,9		18,7		18,9		
$\bar{\sigma}'_{\text{kold}}$		17,7		18,8		19,2		
σ' 3		14,4		13,0		1,66		
4		14,5		13,8		1,73		
5		13,8		13,6		1,73		
$\bar{\sigma}'_{\text{brændt}}$		14,2		13,5		1,71		
τ 1		14,6		14,1		14,8		
2		13,6		14,6		14,6		
$\bar{\tau}_{\text{kold}}$		14,1		14,3		14,7		
τ 3		14,1		10,4		1,42		
4		12,8		10,4		1,37		
5		12,3		10,9		1,07		
$\bar{\tau}_{\text{brændt}}$		13,1		10,6		1,29		

$\sigma'/\bar{\sigma}'_{\text{kold}}$ 3		0,814		0,691		0,0865		
4		0,819		0,734		0,0901		
5		0,780		0,723		0,0901		
$\bar{\sigma}'/\bar{\sigma}'_{\text{kold}}$		0,803		0,715		0,0887		
$\tau/\bar{\tau}_{\text{kold}}$ 3		1,000		0,727		0,0966		
4		0,908		0,727		0,0932		
5		0,872		0,762		0,0728		
$\bar{\tau}_{\text{br}}/\bar{\tau}_{\text{kold}}$		0,927		0,737		0,0872		
$\tau/\bar{\sigma}'_{\text{kold}}$ 1		0,825		0,750		0,771		
2		0,768		0,777		0,760		
$\bar{\tau}_{\text{kold}}/\bar{\sigma}'_{\text{kold}}$		0,797		0,761		0,766		
$\tau/\bar{\sigma}'_{\text{br.}}$ 3		0,993		0,770		0,830		
4		0,901		0,770		0,801		
5		0,866		0,807		0,626		
$\bar{\tau}_{\text{br.}}/\bar{\sigma}'_{\text{br.}}$		0,923		0,785		0,754		

SUMMARY

A model describing the failure of reinforcing bars by anchorage fracture is derived from previous investigations on the subject reported in the literature.

Especially it is considered confirmed that this fracture can assume two modes: Either failure by longitudinal cracking or failure of bond. Regarding reinforcing bars with sufficiently close surface deformations the faces of which incline more than 45° with the bar axis the two modes of fracture can be considered independent, which is the case for Scandinavian deformed bars.

The first mode of fracture, failure by longitudinal cracking, is independent of the shape of the bar, and only the second mode, failure of bond, ought to be examined by testing.

While the failure by longitudinal cracking dominates under normal conditions the failure of bond can be of great importance especially after the influence of high temperatures. Therefore, a new test method for the testing of residual bond strength is developed.

Together with a calculation of the ultimate strength by longitudinal cracking this will form the basis of an estimation of the total anchorage capacity.

The method has been examined by a series of tests comprising 280 specimens with various types of bars and bar dimensions, and exposed to varying maximum temperatures. The method is then found to be suitable and is now recommended as a Nordtest-method.

LITTERATUR

- [3-01] ABRAMS, Duff. A:
Test of Bond between Concrete and Steel
Bulletin 71, pp. 240.
University of Illinois,
Engineering Experiment Station.
December 1913.
- [3-02] ASTM, C 234-71:
Standard Test Method for Comparing
Concretes on the Basis of Bond Developed
with Reinforcing Steel.
Annual Book of ASTM Standards, Part 14,
pp. 173-179.
ASTM 1977.
- [3-03] BRÆSTRUP, M.W., NIELSEN, M.P., JENSEN,
B.C., BACH, F.:
Axisymmetric Punching of Plain and
Reinforced Concrete.
Report R75. ABK. DTH.
Lyngby 1976.
- [3-04] BUSHEV, V.S., PCHELINTSEV, V.A., FEDOREN-
KO, V.S., YAKOVLEV, A.I.:
Fire Resistance of Buildings.
(Огнестойкость зданий). Oversat på:
National Lending Library for Science and
Technology, af J.E. Baker,
Fire Research Station. 1966.
- [3-05] DANSK STANDARDISERINGSRÅD:
DS 2082
Armeringsstål, Prøvning af forankrings-
evnen.
Dansk Standardiseringsråd.
1. udgave, marts 1968.
Forslag udkast S. april 1978.
- [3-06] Efsen, A.:
Adhæsionsevnen for armeringsjern med
overfladedeformation.
Nordisk Betong 3:1958, pp. 321-324.
- [3-07] EFSSEN, A.:
Bond Testing of Reinforcing Bars - A
Tentative Method of Classification.
Festskrift til Professor Anker Engelund.
Meddelelse nr. 10, pp. 51-58.
Laboratoriet for Bygningsteknik, DTH.
København 1959.
- [3-08] EFSSEN, A.:
Spiral Socket Splices for Deformed Bars.
Meddelelse nr. 8.
Laboratoriet for Bygningsteknik, DTH, 1957.
Reprinted from:
Bygningsstatistiske Meddelelser, Vol. 28, No.1,
pp. 1-13.
1957.

- [3-09] GOTO, Y.:
Cracks Formed in Concrete around Deformed
Tension Bars.
Journal of the ACI. Proceedings Vol. 68
No. 4, pp. 244-251.
April 1971.
- [3-10] HARADA, T., TAKEDA, J., YAMANE, S.,
FURUMURA, F.:
Strength, Elasticity and Thermal Properties
of Concrete Subjected to Elevated
Temperatures.
ACI, SP-34, pp. 377-406.
Detroit 1972.
- [3-11] HERTZ, K.D.:
Beregning af skivekonstruktioner ved hjælp
af krydsende stringersystemer.
Bygningsstatistiske Meddelelser.
Vol. 49, No. 4, pp. 113-129.
1978.
- [3-12] HERTZ, K.D.:
Betænkning om dielektrisk opvarmning af
betonprøvelegemer.
Instituttet for Husbygning, Intern rapport.
Lyngby, juli 1978.
- [3-13] HERTZ, K.D.:
Indføring i stringerteori.
Forelæsningsnotat nr. 56, 20 p.
Instituttet for Husbygning.
DTH 1979.
- [3-14] LIE, T.T.:
Fire and Buildings.
Architectural Science Series.
Applied Science Publishers Ltd.
London 1972.
- [3-15] LOSBERG, A., OLSSON, P.Å.:
Bond Failure of Deformed Reinforcing Bars
Based on the Longitudinal Splitting Effect
of the Bars.
ACI-Journal (Symposium Paper Committee 408)
pp. 5-18.
Detroit, January 1979.
- [3-16] LUTZ, L.A.:
Analysis of Stresses in Concrete near a
Reinforcing Bar due to Bond and Transverse
Cracking.
ACI-Journal, pp. 778-787.
Detroit, October 1970.
- [3-17] LUTZ, L.A.:
Information of the Bond of Deformed Bars
from Special Pullout Tests.
ACI-Journal, pp. 885-887.
Detroit, November 1970.

- [3-18] MC.DERMOTT, J.F.:
Opportunities in Bond Research.
Reported by ACI Committee 408.
ACI-Journal, pp. 857-867.
Detroit, November 1970.
- [3-19] NEVILLE, A.M.:
Properties of Concrete.
The Pitman Press.
Bath 1977.
- [3-20] ORANGUN, C.O., JIRSA, J.O., BREEN, J.E.:
A Reevaluation of Test Data on Development
Length and Splices.
ACI-Journal Vol. 74,1-6. pp. 114-122.
Detroit, March 1977.
- [3-21] REICHEL, V.:
How Fire Affects Steel-to-Concrete Bond.
Building Research and Practice, Vol.6 No.3.
The Journal of CIB.
May/June 1978.
- [3-22] REITZEL, E.:
Fra brud til form.
Polyteknisk Forlag. 269 p.
Lyngby 1979.
- [3-23] SAGER, H.:
Hochtemperaturverbundverhalten von Beton-
und Spannstahl.
fra: KORDINA, H., ROSTÁSY, F.S.:
Sonderforschungsbereich 148.
Brandverhalten von Bauteilen. Kolloquium
am 07 und 08 Juni 1979.
Technische Universität Braunschweig.
Mai 1979.
- [3-24] TEPFERS, R.:
A Theory of Bond Applied to Overlapped
Tensile Reinforcement Splices for Deformed
Bars. 328 pp.
Doktorafhandling fra Chalmers Tekniska
Högskola. 4./5. 1973.
- [3-25] WEIGLER, H., FISCHER, R.:
Beton bei Temperaturen von 100°C bis
750°C.
Beton 2:1968.
Eller: Mehmel-Festschrift p. 87.
Beton-Verlag.
Düsseldorf 1967.