



Aalborg Universitet

AALBORG UNIVERSITY
DENMARK

Udmattelsesforsøg med Limsamlinger mellem Stål og Glasfiberlaminater

Små prøver

Brincker, Rune; Stang, Henrik

Publication date:
1985

Document Version
Også kaldet Forlagets PDF

[Link to publication from Aalborg University](#)

Citation for published version (APA):

Brincker, R., & Stang, H. (1985). *Udmattelsesforsøg med Limsamlinger mellem Stål og Glasfiberlaminater: Små prøver*. Afdelingen for Bærende Konstruktioner : Danmarks Tekniske Højskole. ABK : Serie R Nr. 206

General rights

Copyright and moral rights for the publications made accessible in the public portal are retained by the authors and/or other copyright owners and it is a condition of accessing publications that users recognise and abide by the legal requirements associated with these rights.

- Users may download and print one copy of any publication from the public portal for the purpose of private study or research.
- You may not further distribute the material or use it for any profit-making activity or commercial gain
- You may freely distribute the URL identifying the publication in the public portal -

Take down policy

If you believe that this document breaches copyright please contact us at vbn@aub.aau.dk providing details, and we will remove access to the work immediately and investigate your claim.

ISSN 0108-0768
ISBN 87-87336-55-3

ABK

Serie R
No 206

Serie R

No 206

1985

Udmattelsesforsøg med Limsamlinger
mellem Stål og Glasfiberlaminater.
Små Prøver

Rune Brincker
Henrik Stang

Plan Brincker/Bo
ABK Afdelingen for Bærende Konstruktioner
Department of Structural Engineering
Danmarks Tekniske Højskole · Technical University of Denmark



UDMÆTTELSESFORSØG MED LIMSAMLINGER MELLEM

STÅL OG GLASFIBERLAMINATER

SMÅ PRØVER

RUNE BRINCKER

HENRIK STANG

AFDELINGEN FOR BÆRENDE KONSTRUKTIONER, DANMARKS TEKNISKE HØJSKOLE

1985

Udmattelsesforsøg med limsamlinger mellem stål og glasfiberlaminater. Små prøver
Copyright © by Rune Brincker and Henrik Stang 1985
Tryk:
Afdelingen for Bærende Konstruktioner
Danmarks Tekniske Højskole
Lyngby
ISBN 87-87336-55-3

<u>INDHOLDSFORTEGNELSE</u>	<u>Side</u>
FORORD	2
RESUME, SUMMARY	3
1. PRØVER OG FORSØGSTEKNIK	4
1.1 Fremstilling af prøvelegeme	4
1.2 Klassiske udmattelsesforsøg	7
1.3 Forsøg med revnevækstmåling	9
2. BRUDMODELLER	11
2.1 Klassiske overvejelser	11
2.2 Revnemekaniske overvejelser	12
2.3 Finite element beregninger	15
3. FORSØGSRESULTATER	27
3.1 Klassiske udmattelsesforsøg	27
3.2 Forsøg med revnevækstmåling	28
4. KONKLUSIONER	35
4.1 Forsøgsteknik og forsøgsfilosofi	35
4.2 Forsøgsresultater	35
4.3 Fremtidige undersøgelser	36
SYMBOLLISTE	38
REFERENCER	40
APPENDIX A	41
APPENDIX B	42
APPENDIX C	47
APPENDIX D	50
APPENDIX E	55
APPENDIX F	56

FORORD

I denne rapport omtales resultaterne af en forsøgsrække med limede samlinger mellem stål og glasfibermaterialer udført i løbet af vinteren 84/85 og foråret 85.

Undersøgelsen er gennemført som led i Energiministeriets og Elværker-nes vindkraftprogram, og den er en del af et større projekt, som gennemføres i samarbejde med Afdelingen for Fluid Mekanik, Danmarks tekniske Højskole. Tidligere undersøgelser gennemført ved Afdelingen for Bærende Konstruktioner under Energiministeriets og Elværker-nes vindkraftprogram blev udført på prøver, som kan betragtes som 1:3 idealiserede "cut-outs" af en limet vindmølleindfæstning i en stor (rotordiameter 40-60 m) 3. generations vindmølle. Disse tidligere forsøg er omtalt i Gravesen og Brincker 1983a, 1983b, 1983c. Forskel- lige praktiske omstændigheder såsom produktionstid og håndtering af prøverne, prøvemaskinekapacitet osv. gjorde, at det blev besluttet at gennemføre den her omtalte forsøgsrække med prøvelegemer i en noget mindre målestok (ca. 1:10) - heraf betegnelsen "små prøver".

I forbindelse med gennemførelsen af projektet er der udarbejdet en litteraturoversigt over emnet "Konstruktive limsamlinger", Stang 1985, hvortil der henvises.

RESUME

Nærværende rapport behandler udmattelsesstyrken af limsamlinger mellem stål og et glasfiberlaminat. En serie udmattelsesforsøg beskrives. Disse omfatter såvel klassiske udmattelsesforsøg som mere detaljerede forsøg, hvor revnevæksten måles. Tolkningen sker vha. lineærelastisk revnemekanik samt den såkaldte Paris' lov, som viser sig at være særdeles velegnet til beskrivelse af såvel de klassiske udmattelses- forsøg samt revnevækstforsøgene.

SUMMARY

This report deals with the fatigue strength of adhesively bonded joints between steel and a glass fibre laminat. A test programme is described which consisted of classical fatigue tests as well as fatigue crack growth measurements. The test results are interpreted by means of linear elastic fracture mechanics and the so-called Paris' law, which proved suitable for describing classical fatigue tests as well as crack growth tests.

1. PRØVELEGEMER OG FORSØGSTEKNIK

1.1 Fremstilling af prøvelegemer

Der blev fremstillet i alt 13 prøver. Prøverne blev alle udført som vist i figur 1. Figur 2 viser et foto af en færdig prøve monteret med to flytningstransducere.

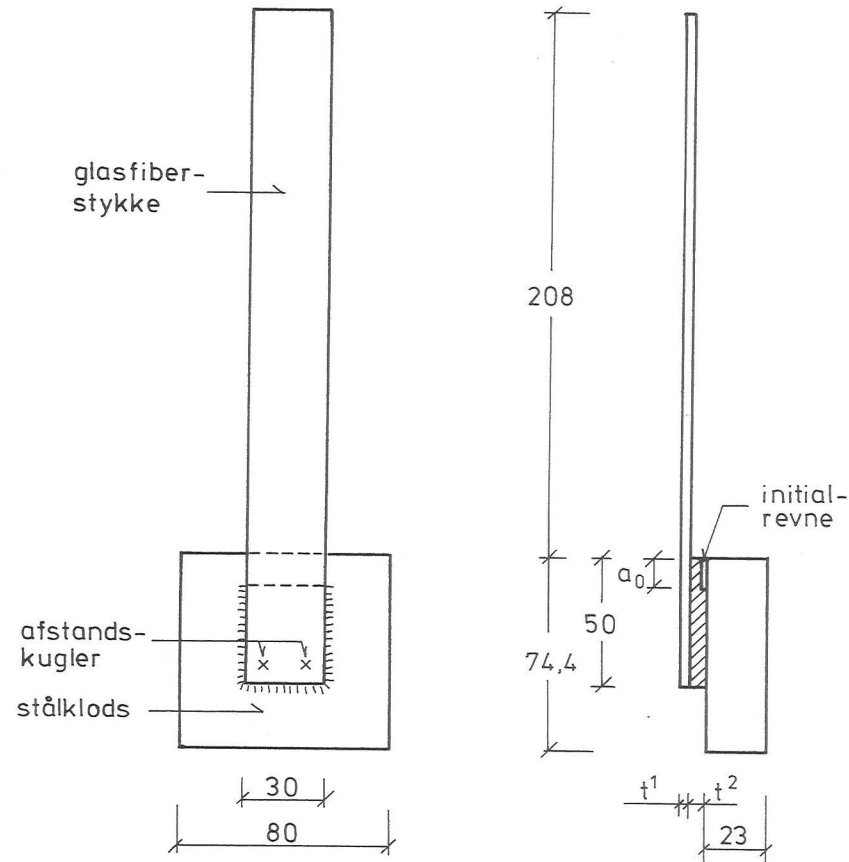


Fig. 1. Prøvelegemegeometri. Alle mål i mm. Alle prøver blev udført med $t^1 = 3.0$ mm.

Til alle prøver blev benyttet samme type glasfiberlaminat og samme type lim. Limen var den asbestfri udgave (NA) af REDUX 410 fra Bonded

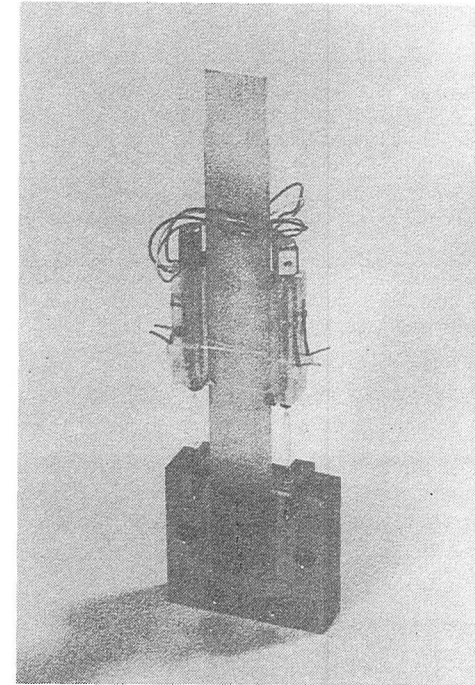


Fig. 2. Prøve monteret med 2 flytningstransducere.

Structures Division, CIBA-GEIGY. Limens stivhedsegenskaber er angivet i tabel 1. Det benyttede laminat blev fremstillet på een gang som en 3.0 mm tyk plade, som efter udhærdning blev skåret op i 30 mm brede strimler med hovedarmeringen i strimlernes længderetning. Som matrice blev benyttet epoxien XB 3052 fra CIBA-GEIGY, og prøverne blev udført med 40 volumen % glasfiberarmering orienteret i pladens plan (5 måtter af typen R24-600L) med 95% af armeringen i strimlernes længderetning og de resterende 5% i tværrretningen. Laminatrykkelsen blev opmålt til

3.0 mm. Glasfibrenes og matrixepoxiens egenskaber fremgår af tabel 1.

TABEL 1. Materialeegenskaber for glasfiber, matrixepoxy og epoxylim, Redux 410.

	E-modul (GPa)	Poisson's forhold	Massetæthed (kg/m ³)
Glasfiber	73	0.20	2540
Epoxy matrix	3.5	0.35	1100
Epoxy lim	4.0	0.30	-

Inden limning blev ståloverfladerne præpareret på følgende måde:

- 1) Affedtning med methylethylketon
- 2) Sandblæsning med fint strandsand
- 3) Støv fjernes med tape (englehud)
- 4) Stålklodser, som skal anvendes til B-prøver (prøver med initialrevne), påføres teflonspray på den aktuelle del af overfladen. Der påføres 5 tynde lag. Den øvrige del af ståloverfladen afdækkes fuldstændigt, inden der påføres teflon.

Laminatet blev præpareret på følgende måde:

- 1) Affedtning med methylethylketon
- 2) Sandblæsning med fint strandsand til fiberstrukturen fremtræder svagt
- 3) Afvaskning med methylethylketon
- 4) Støv fjernes med kortvarig trykluftsexponering

Umiddelbart herefter blev limningen foretaget. De korrekte limfugetykkelser blev - bortset fra prøvelegemet med klemt limfuge - sikret ved at anbringe 2 kuglelejekugler (som var affedt i methylethylketon) i den nederste del af limfugen (markeret på figur 1). Den korrekte prøvelegemegeometri blev i øvrigt sikret ved at foretage limningen på

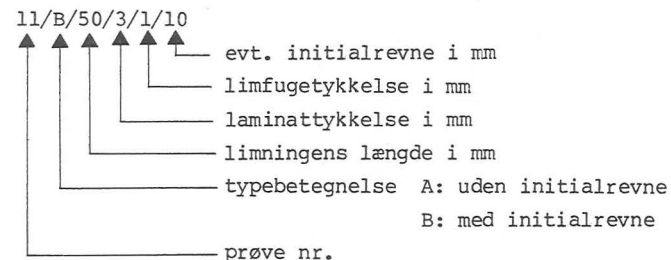
et stålplan og ved at benytte afstandsklodser, udlagt på millimeterpapir samt en simpel lære.

Limen udhærdede ved stuetemperatur og fik herefter en efterhærdning ved 50°C i ca. 24 timer.

Der blev fremstillet ialt 13 prøver med betegnelserne:

1/A/50/3/1	8/A/50/3/2	
2/A/50/3/1	9/B/50/3/1/5	
3/A/50/3/1	10/B/50/3/1/5	
4/A/50/3/1	11/B/50/3/1/10	
5/A/50/3/1	12/B/50/3/1/10	
6/A/50/3/1	13/B/50/3/0.1/5	(klemt limfuge)
7/A/50/3/2		

Betydningen af betegnelserne fremgår af følgende eksempel:



1.2 Klassiske udmattelsesforsøg

Klassiske udmattelsesforsøg, hvor der stort set kun blev målt samvarende værdier af kraftamplitude og antal pulsationer til endeligt brud, blev gennemført i Afdelingens 2 Mp og 10 Mp højfrekvenspulserer (HFP) ved frekvenser på 60-100 Hz. Prøverne var monteret med strain gauges til registrering af tøjningsamplituden i glasfiberstykket. Strain gaugene var placeret på hver side af laminatet ca. midt på den fri længde. Alle forsøg blev gennemført med konstant kraft-ampli-

tude med spændingsforholdet $R = 0$, dvs. at normalkraften K i glasfiberstykket tilstræbtes

$$K = \Delta K \pm \Delta K \quad (1.1)$$

Prøverne blev, som vist på figur 3, monteret i højfrekvenspulsatoren ved at gribe om den fri glasfiberende med en standardklo, mens den ståklods, som glasfiberstykket var pålimet, blev fastgjort til et specialfremstillet overgangsstykke vha. spændbolte. Prøven blev monteret således, at glasfiberstykket befandt sig i prøvemaskinens akse med en usikkerhed på nogle få tiendedele mm. Forsøgsresultaterne er opgivet i kapitel 3.

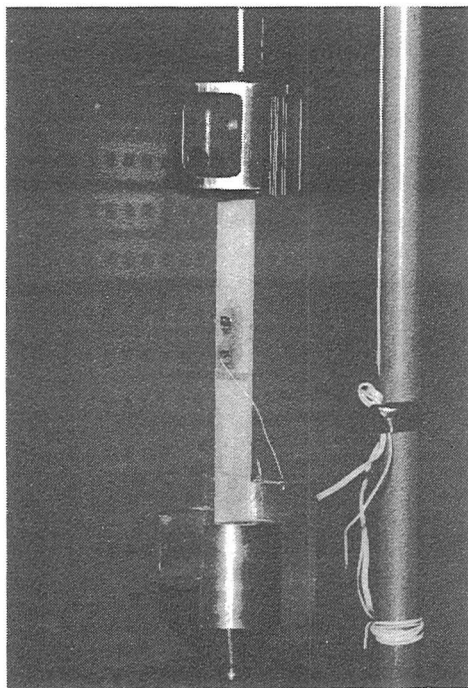


Fig. 3. Montering af prøve i 2 Mp højfrekvenspulsator.

1.3 Forsøg med revnevækstmåling

De forsøg, hvor revnevæksten blev målt, blev gennemført i en 2 Mp hydraulisk servostyret prøvemaskine opbygget på Afdelingens spændplan. Der blev benyttet samme opspændingsanordninger som ved montage i højfrekvenspulsatorerne, dvs. standardgribeklo og overgangsstykke med spændbolte som vist i figur 3. Forsøgene blev gennemført med spændingsforholdet $R = 0$ og ved en frekvens på ca. 20 Hz.

Prøverne var forsynet med to LVDT flytningstransducere som vist på figur 2 til måling af limsamlingens fleksibilitet. Som omtalt i kapitel 2 og 3 er der en enkel sammenhæng mellem limsamlingens fleksibilitet og længden af en eventuel udmattelsesrevne. Det skal her bemærkes, at tidligere forsøg har vist, at udmattelsesrevner altid starter ved og udvikler sig fra den ende af limsamlingen, hvor glasfiberstykket forlader stålet.

Ved et givet lastniveau $\Delta K \pm \Delta K$ blev limsamlingens fleksibilitet med jævne mellemrum bestemt på følgende måde. Prøvemaskinen blev stoppet, og der blev gennemført en enkelt lastcykel, hvor lasten blev tegnet op som funktion af flytningen. Disse enkelte lastcykler blev gennemført med en frekvens på ca. 0.2 Hz. Dette blev gjort for begge transducere, og de tilhørende fleksibilitetsværdier C_1 og C_2 blev så bestemt som hældningerne af de udtegnede loops. Som fleksibilitetsværdi ved det aktuelle antal cykler blev benyttet gennemsnittet $C = (C_1 + C_2)/2$. Et eksempel på et kurvebånd med loops til fleksibilitetsbestemmelse er vist i appendix A.

Ved gennemførelse af disse fleksibilitetsmålinger er det vigtigt, at der måles en velvalgt og veldefineret flytningsstørrelse. Finite element beregninger af spændingstilstanden i glasfiberstykket har vist, at i en afstand fra ståklodsen på 50-60 mm er spændingstilstanden passende homogen og forskydningsfri for alle revnelængder $a = 0$ til $a = 30$ mm. Den målte flytningsstørrelse er derfor valgt som flytningsforskellen mellem ståklodsen og en tværlinie på den smalle kant af glasfiberstykket i en afstand af 52 mm fra ståklodsen.

Målingen blev foretaget ved at montere transducerens spole i en stiv

holder, som var forsynet med en knivssæg i den ene ende og en blød elastisk understøtning i den anden ende, og forbinde transducerkernen med stålkoldsen vha. en stang med et fjedercharniere i hver ende; princippet fremgår af fotoet i figur 2.

2. BRUDMODELLER

2.1 Klassiske overvejelser

En klassisk styrkeundersøgelse er baseret på en spændingsanalyse af den urevnede konstruktion, hvorefter det hårdest belastede punkt bestemmes vha. et spændingskriterium. Levetiden (antal pulsationer til bruddet indtræffer) fastsættes så vha. en Wöhlerkurve for det aktuelle materiale og den aktuelle spændingstilstand. Et groft, men rimeligt gæt på en funktion, som udtrykker belastningen σ af limfugen, kunne være

$$\sigma = \sigma_{12}^2 \quad (2.1)$$

hvor σ_{12}^2 er forskydningsspændingen i limfugen (medium 2, se figur 4). Et groft estimat af forskydningsspændingsfordelingen i limfugen er givet ved den såkaldte Volkersen-løsning. Se Volkersen 1938 eller Stang 1985. Ifølge denne løsning optræder der i den ende af limningen, hvor glasfiberen forlader stålet, et grænselag med en udstrækning af størrelsesorden $1/\lambda$, hvor λ er givet ved

$$\lambda = \sqrt{\frac{\mu^2}{E_1 t_1 t_2}} \quad , \quad (2.2)$$

og den maksimale forskydningsspænding er givet ved

$$(\sigma_{12}^2)_{\max} = K \cdot \lambda = K \cdot \sqrt{\frac{\mu^2}{E_1 t_1 t_2}} \quad , \quad (2.3)$$

se figur 4. Stålet er her regnet uendelig stift. Her forudsættes det implicit, at limlagets længde er væsentligt større end dets tykkelse. (Referencer til mere detaljerede statiske modeller kan findes hos Stang (1985)).

Ud fra disse simple betragtninger kan det da konkluderes, at det

skulle være en fordel - både for statisk last og for udmattelseslast - at udforme konstruktionen med så stor laminatdykkelse og så stor limfugetykkelse som muligt, jvnf. formel (2.3).

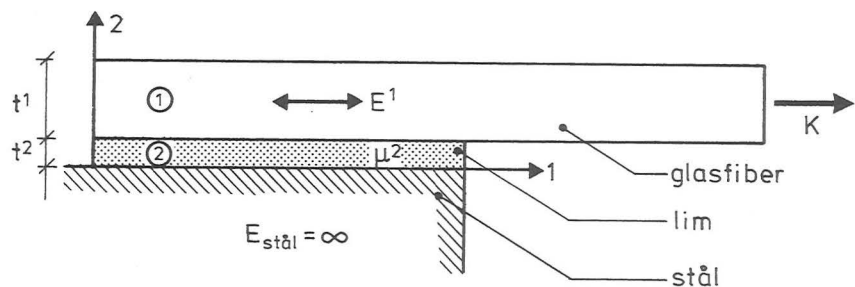


Fig. 4. Beregningsmodel af urevnet, limet samling mellem stål og glasfiberlaminat.

2.2 Revnemekaniske overvejelser

Vi betragter nu den revnede konstruktion som vist i figur 5, idet vi i overensstemmelse med tidligere forsøgsresultater antager, at revnen udvikler sig fra den ende af limningen, hvor glasfiberen forlader stålet, og at revnen befinder sig i overgangen mellem lim og stål*).

Finite element beregninger (se næste afsnit) af de benyttede prøver og andre tilsvarende undersøgelser, se f.eks. Wang og Yau (1982), viser, at energy release rate'n, G_r (se Stang 1985) kvalitativt afhænger af revnelængden, a , som vist på figur 6.



*) Gælder i de fleste tilfælde ved udmattelsespåvirkning. Ved statisk last er revnen mest tilbøjelig til at løbe i skillefladen mellem limen og glasfiberlaminatet eller i glasfiberlaminatets matrice tæt op ad skillefladen mellem lim og glasfiber.

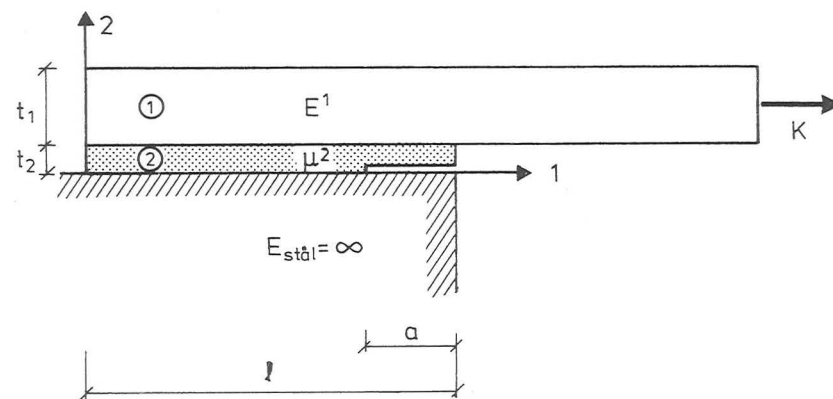


Fig. 5. Beregningsmodel for revnet limsamling mellem stål og glasfiberlaminatet.

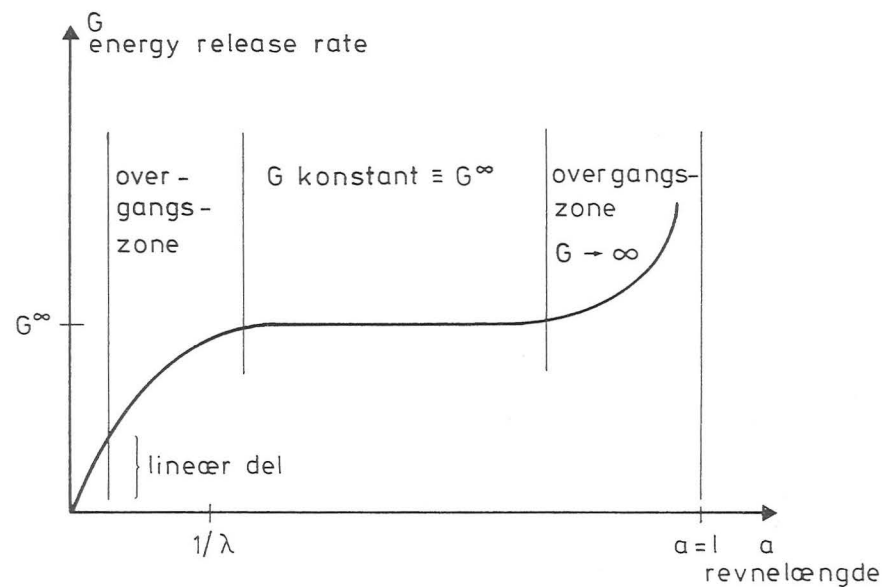


Fig. 6. Energy release rate's principielle afhængighed af revnelængden a .

At det forholder sig sådan kan indses på følgende måde. Når revnen er tilstrækkelig lille, $a \ll t^2$, så er problemet karakteriseret ved, at der ikke er nogen geometrisk parameter at sætte revnelængden i forhold til. Det er kendt fra den generelle revnemekanik, at spændingsintensitetsfaktorerne i sådanne tilfælde er proportionale med \sqrt{a} , hvilket betyder, jvnf. Stang (1985), at energy release rate'n, G , bliver proportional med a . Det ville være tilfredsstillende, om der kunne angives et analytisk udtryk for G i grænsen $a \rightarrow 0$, men en sådan løsning har det ikke været muligt at tilvejebringe. Når revnen bliver passende stor, så vil problemet - forudsat at limningens længde l er passende stor sammenlignet med tykkelsen t^1 og t^2 - blive tilnærmet translationssymmetrisk, dvs. karakteriseret ved, at en fremrykning af revnen blot afstedkommer en forlængelse af det eksisterende spændings/tøjningsfelt. Fra den generelle revnemekanik er det kendt, at det for sådanne problemer gælder, at energy release rate'n, G , er konstant. I appendix B vises det, hvorledes en tilnærmelse til G^∞ , G^t , kan bestemmes. Resultatet lyder

$$G^t = \frac{1}{2} K^2 \left(\frac{1}{E^*1 t^1 + E^*2 t^2} \right), \quad (2.4)$$

hvor det er udnyttet, at med de gjorte antagelser er

$$\frac{\partial C}{\partial a} \cong \frac{1}{E^*1 t^1 + E^*2 t^2}. \quad (2.5)$$

C betegner prøvens fleksibilitet og E^*1 og E^*2 betegner laminatets henholdsvis limens E -modul for enakset spændingstilstand. Modulerne E^*1 og E^*2 er bestemt i appendix B.

For at sammenligne dette resultat med (2.3) med henblik på at tydeliggøre indflydelsen fra limfugetykkelsen i de to modeller kan vi skrive $\sqrt{G^t}$ som

$$\sqrt{G^t(t^2)} = K \sqrt{\frac{1}{2E^*1 t^1}} + o(1) \quad \text{for } t^2 \ll 1 \quad (2.6)$$

Reststyrken af en limsamling med en passende stor udmattelsesrevne skulle altså ifølge dette resultat være uafhængig af limfugens tykkelse og elastiske egenskaber, når limfugetykkelsen er lille.

Den sidste overgangszone, hvor $G \rightarrow \infty$ skyldes groft sagt, at det lastbærende areal går mod nul, hvorfor spændingerne og dermed G går mod uendelig.

De numeriske resultater tyder på, at l/λ er et rimeligt estimat for den revnelængde, som markerer overgangen mellem første overgangszone og den konstante del af G -kurven.

Det bemærkes, at prøvelegemer, som har den egenskab, at energy release rate'n er uafhængig af revnelængden a , er - set fra et forsøgsteknisk synspunkt - yderst velegnede til gennemførelse af udmattelsesforsøg med måling af revnevækst.

2.3 Finite element beregninger

Til finite element beregningerne benyttes det generelle FEM-program "STRUDL", som kan behandle rumlige såvel som plane problemer.

Hele limsamlingen, dvs. hele laminatet og hele limfugen, opdeles i elementer, hvorefter understøtninger defineres ved kraftangrebspunktet (den frie ende af laminatet) og ved skillefladen mellem lim og stål. Stålet modelleres således som et uendelig stift legeme.

Ved understøtningsknuderne i kraftangrebspunktet foreskrives en enhedsflytning i laminatets længderetning. Limsamlingens stivhed kan herefter findes ved at addere samtlige knudekræfter i laminatets længderetning i de knuder, hvor enhedsflytningen er foreskrevet. Limsamlingens fleksibilitet, C , kan herefter bestemmes ved at inverttere stivheden.

Revnevæksten modelleres ved at give stadig flere knuder på understøtningen ved lim/stål-skillefladen et antal frihedsgrader. Revnespidsen

antages i denne proces placeret ved den første understøtningsknude uden bevægelsesfrihed. Sammenholdes elementmetodeanalyser af forskellige revneplaceringer kan den afledte af C mht. a approximeres ved følgende differensformel:

$$\frac{\partial C}{\partial a} \left(\frac{a_1 + a_2}{2} \right) \approx \frac{C(a_2) - C(a_1)}{a_2 - a_1} \quad (2.7)$$

forudsat, at $(a_2 - a_1)$ er passende lille.

Til modelleringen af limsamlingen benyttes de såkaldte IPQQ elementer, som er isoparametriske, bikvadratiske firkantelementer med ialt 8 knuder (4 hjørne- og 4 sideknuder). I hver knude er der 2 frihedsgrader i form af flytninger. Elementet kan benyttes ved løsning af plane spændings- og plane tøjningsproblemer. Isotrope såvel som generelle anisotrope materialer kan behandles, idet den fulde stivhedsmatrix [D] kan angives for hvert element. Matricen [D] angiver sammenhængen mellem spændinger og tøjninger i det aktuelle materiale:

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{12} \end{Bmatrix} = [D] \begin{Bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ 2\varepsilon_{12} \end{Bmatrix} \quad (2.8)$$

Bestemmelsen af stivhedsmatricen for limen er uden problemer, idet [D] er givet ved

$$[D] = E \begin{bmatrix} \frac{(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)} & \frac{\nu}{(1+\nu)(1-2\nu)} & 0 \\ \frac{\nu}{(1+\nu)(1-2\nu)} & \frac{(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{2(1+\nu)} \end{bmatrix} \quad (2.9)$$

i plan tøjningstilstand. Med $E^2 = 4.0$ GPa og $\nu^2 = 0.30$ (limen benævnes fase 2), fås

$$[D^2] = \begin{bmatrix} 5.4 & 2.3 & 0 \\ 2.3 & 5.4 & 0 \\ 0 & 0 & 1.5 \end{bmatrix} \text{ GPa.} \quad (2.10)$$

Bestemmelsen af $[D^1]$ (stivhedsmatricen for laminatet) er derimod mere kompliceret, idet materialet er ortotrop. Matricen $[D^1]$ kan dog bestemmes vha. kompositmaterialeteori, og det vises i appendix D, at $[D^1]$ kan bestemmes ud fra de i afsnit 1.1 givne oplysninger. Man finder, at

$$[D^1] = \begin{bmatrix} 33 & 4.2 & 0 \\ 4.2 & 10 & 0 \\ 0 & 0 & 2.8 \end{bmatrix} \text{ GPa.} \quad (2.11)$$

Modelleringen af revnen mellem stål og lim repræsenterer i sig selv en væsentligt problem, som kort skal diskuteres her.

For det første bemærkes det, at der sandsynligvis optræder kontaktryk og dermed friktionsspændinger på dele af revneoverfladen i den virkelige konstruktion. (Bemærk også, at eventuelle kontaktrykfladers geometri er belastningsafhængige.)

For det andet bemærkes det, at det ikke umiddelbart er muligt at tage hensyn til sådanne kontaktrykflader i standard FEM-beregninger. Korrekt hensyntagen til kontaktryk ville kræve iterative beregninger, som der ikke er mulighed for at foretage med STRUDL-FEM.

For at vurdere den fejl, som begås ved ikke at tage hensyn til kontaktryk, er forskellige former for randbetingelser ved revneoverfladen undersøgt. Disse randbetingelser er skematisk skitseret på fig. 7. Om de forskellige randbetingelser skal det bemærkes, at RBL ikke tager

hensyn til eventuelle geometrisk utilladelige deformationer. (Limfugen flyttes ind i ståloverfladen.) RB2 derimod definerer hele revnelængden som friktionsfri kontaktzone. RB2 tillader således statisk utilladelige reaktioner (i form af trækkræfter) på revnefladen. RB3 kan betragtes som en mellemting mellem RB1 og RB2. Elementmetodeberegningerne viser, at der med den her undersøgte geometri *ikke* introduceres en ulovlig (træk-) reaktion ved rullebaneunderstøtningen ved limfugens afslutning. Derimod ignoreres evt. kontaktrykzoner på resten af revneoverfladen.

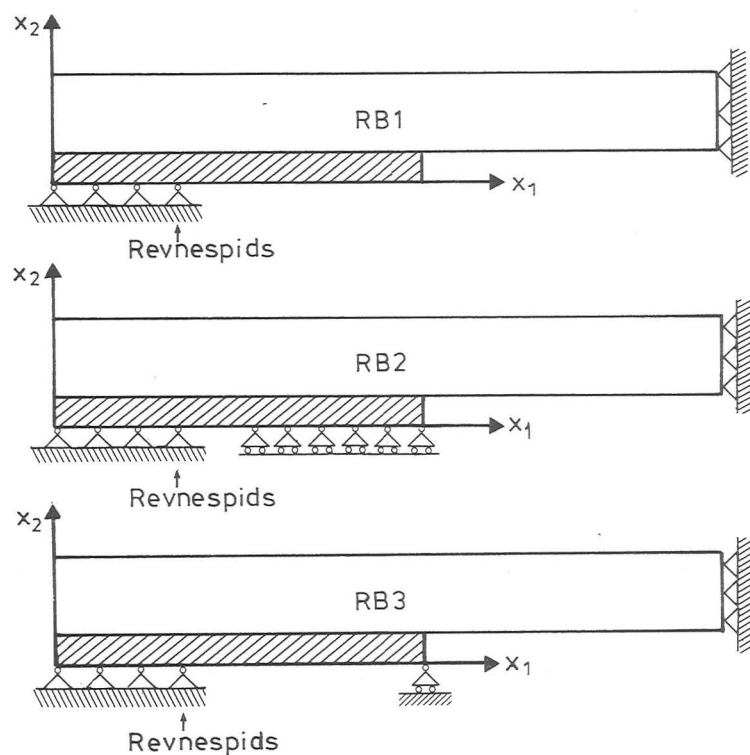


Fig. 7. Skematisk fremstilling af de tre forskellige understøtningsbetingelser.

Det skal bemærkes, at ingen af de tre understøtningsbetingelser er korrekte.

Ligesom understøtningsbetingelserne har indflydelse på beregningsresultaterne har selve elementinddelingen det også. Derfor undersøgte forskellige elementinddelinger for at bestemme det nødvendige antal elementer. Ialt 4 forskellige elementinddelinger er undersøgt. De 3 første i det følgende som benævnes GR (grov) M (mellem) og F (fin) er alle genereret vha. den elementinddelingsgenerator, som er indbygget i "STRU DL". Den sidste elementinddeling benævnes A (automatisk), idet elementinddelingen er genereret vha. et program, som samtidig genererer samtlige "STRU DL" ordrer, som er nødvendige for at foretage en komplet bestemmelse af fleksibiliteten, C , som funktion af a . Elementinddelingen angives ved at specificere samtlige knuders geometriske placering i forhold til det på figur 7 skitserede koordinatsystem.

Samtlige elementinddelinger kan betragtes som værende sammensat af 3 områder: limfugen, den del af laminatet, som har kontakt med limfugen og endelig den frie del af laminatet. Elementinddelingerne GR og M er karakteristiske ved at samtlige elementer i hver af de 3 zoner er identiske. Endvidere er GR og M karakteristiske ved, at limfugen modelleres ved et enkelt lag elementer.

I elementinddeling F er elementinddelingen forfinet i nærheden af overgangen mellem laminat og stål. Endvidere er limfugen modelleret med to lag elementer i limfugens tværetning. Filosofien bag den forfinede elementinddeling ved overgangen mellem stål og laminat er for det første, at spændings- og tøjningsfeltet i dette område har store gradienter, og det er således nødvendigt for at få en god løsning, at elementinddelingen i dette område er fin. For det andet forventes energy release rate'n, $G(a)$, at have store gradienter for små værdier af a (se afsnit 2.2), dvs. at hvis ligning (2.7) skal benyttes til bestemmelse af den afledede af C mht. a , så skal afstanden mellem to revnespidsplaceringer være meget lille. Derfor bør afstanden mellem understøtningsknuderne være lille, og derfor bør elementinddelingen være fin i nærheden af overgangen mellem stål og laminat.

829	186	225	273	331	377	431	477	531	585	639	693	747	801
857	170	209	257	305	353	401	449	497	545	593	641	689	737
885	154	193	241	289	337	385	433	481	529	577	625	673	721
913	138	177	225	273	321	369	417	465	513	561	609	657	705
941	122	161	209	257	305	353	401	449	497	545	593	641	689
969	106	145	193	241	289	337	385	433	481	529	577	625	673
997	90	129	177	225	273	321	369	417	465	513	561	609	657
1025	74	113	161	209	257	305	353	401	449	497	545	593	641
1053	58	97	145	193	241	289	337	385	433	481	529	577	625
1081	42	81	129	177	225	273	321	369	417	465	513	561	609
1109	26	65	113	161	209	257	305	353	401	449	497	545	593
1137	10	49	97	145	193	241	289	337	385	433	481	529	577
1165	0	33	81	129	177	225	273	321	369	417	465	513	561
1193	0	17	65	113	161	209	257	305	353	401	449	497	545
1221	0	1	49	97	145	193	241	289	337	385	433	481	529

Fig. 9. Elementinddeling A. Geometri: 50/3/2. Forhold mellem lodret og vandret akseenhed = 12.

De beregnede værdier af G er gjort dimensionsløse ved division med G^t bestemt ved ligning (2.4). For at gøre alle de optegnede kurver umiddelbart sammenlignelige er samtlige kurver gjort dimensionsløse med den samme værdi af G^t nemlig den tilnærmede energy release rate svarende til en forsvindende limfugetykkelse, G^0 , hvor

$$G^0 = \frac{1}{2} K^2 \frac{1}{E^* l_t} \quad (2.12)$$

Det aksiale E-modul, $E^* l$, er bestemt i appendix C.

På fig. 10 er G/G^0 vist som funktion af a for de 3 elementinddelinger GR, M og F. Det skal bemærkes, at kurven GR er tegnet på grundlag af kun 3 punkter med absisserne 5 mm, 15 mm og 25 mm. Det bemærkes, at der er overraskende god overensstemmelse mellem de 3 kurver for a tilhørende intervallet [10 mm, 25 mm]. Bemærk også "knækket" på kurven F omkring $a = 5$ mm. Dette knæk falder sammen med den pludselige overgang fra en relativt grov elementinddeling til en relativt fin elementinddeling. Det er tydeligt, at elementernes størrelse i dette område har en ikke ubetydelig indflydelse på den resulterende værdi af G . På fig. 11 er G/G^0 vist for de to elementinddelinger F og A. Det bemærkes, at knækket i kurve F udjævnes, når elementerne gradvist gøres finere og finere. I øvrigt er der god overensstemmelse mellem resultaterne fra de to elementinddelinger.

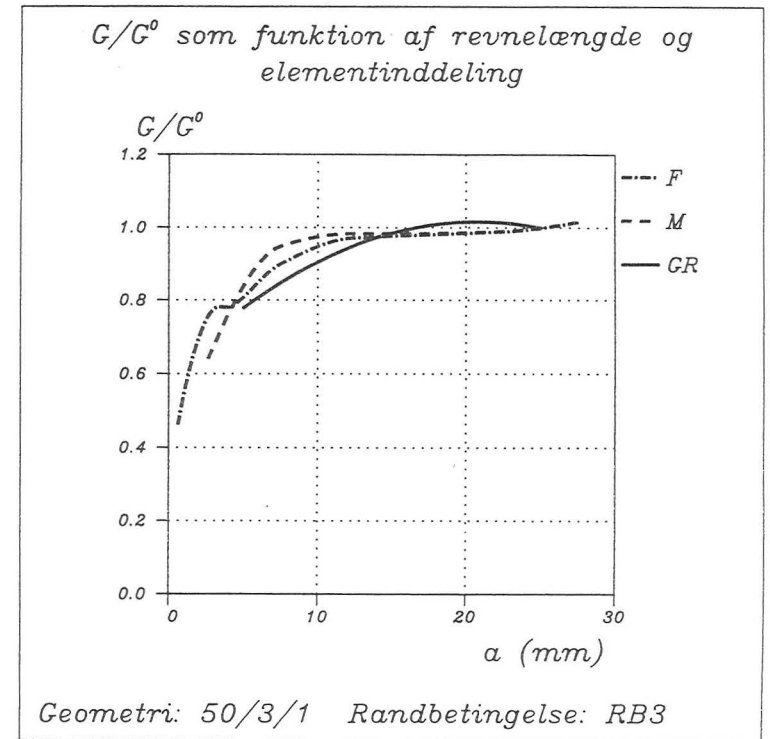


Fig. 10. Den normerede energy release rate vist for de 3 forskellige elementinddelinger GR, M og F.

Indflydelsen fra de valgte randbetingelser i revnezonen er belyst på fig. 12, idet såvel geometri som elementinddeling er fastholdt, mens de tre forskellige randbetingelser RB1-RB3 undersøges. Det ses, at den valgte randbetingelse har ganske stor indflydelse på energy release rate'n, specielt for små værdier af a og $(1 - a)$. Forskellen mellem resultater opnået på grundlag af hhv. RB1- og RB2-beregninger er af samme størrelsesorden som forskellen mellem resultater opnået på grundlag af hhv. elementinddeling M og A! Det bemærkes, at ligesom RB3 rent intuitivt udgør en mellemting mellem RB1 og RB2, viser det sig, at $G(a)$ bestemt ved hhv. RB1- og RB2-beregninger i det store hele udgør grænser for $G(a)$ bestemt ved RB3-beregninger, i hvert fald for

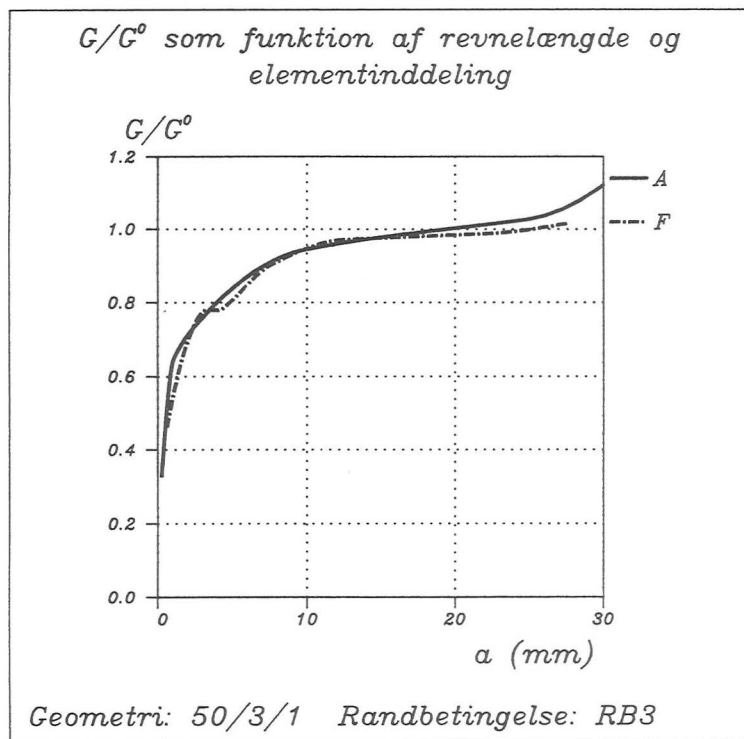


Fig. 11. Den normerede energy release rate.

den her betragtede geometri og elementinddeling.

På grundlag af de ovennævnte betragtninger besluttedes det at bestemme geometriens (limfugetykkelsens) indflydelse på energy release rate'n med beregninger, hvor RB3 og elementinddeling A benyttedes. Resultatet af denne undersøgelse ses på fig. 13. Det bemærkes, at G^t givet ved ligning 2.4 tilsyneladende er en god tilnærmelse for energy release rate'n. Endvidere ses det, at for små værdier af a reduceres G betydeligt, når limfugetykkelsen forøges (limfugens styrke forbedres). Imidlertid forøges G betydeligt for små værdier af $(1 - a)$, når limfugens tykkelse forøges.

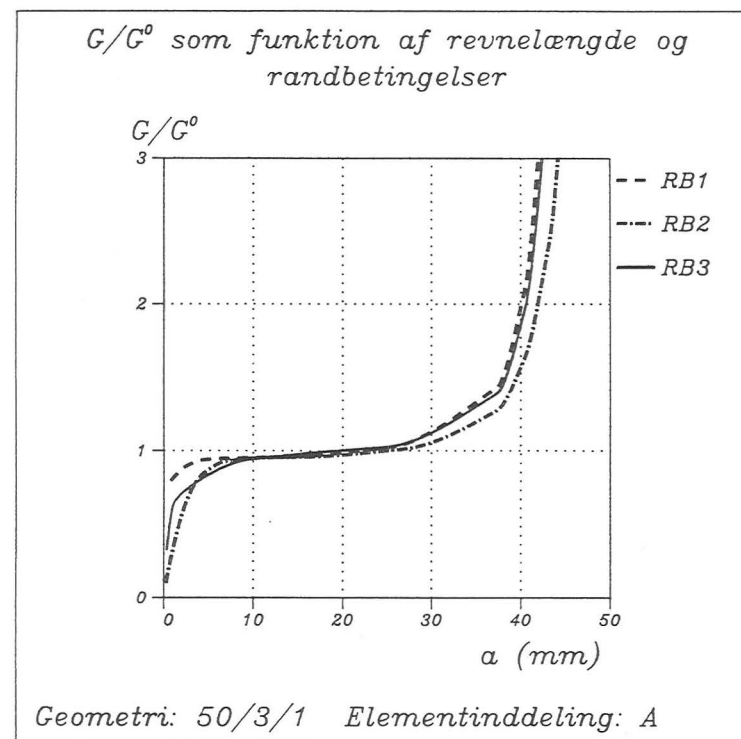


Fig. 12. Randbetingelsernes indflydelse på den normerede energy release rate.

Bemærk desuden, at udstrækningen af det i afsnit 2.1 omtalte grænselag stemmer rimeligt godt med udbredelsen af den udpræget krumme del af G -kurven for de forskellige limfugetykkelser, idet nemlig

$$1/\lambda_0 = 0 \text{ mm} ,$$

$$1/\lambda_1 \approx 8 \text{ mm} ,$$

$$1/\lambda_2 \approx 11 \text{ mm} .$$

Det skal om $1/\lambda_0$ bemærkes, at grænselaget idealt set naturligvis ingen

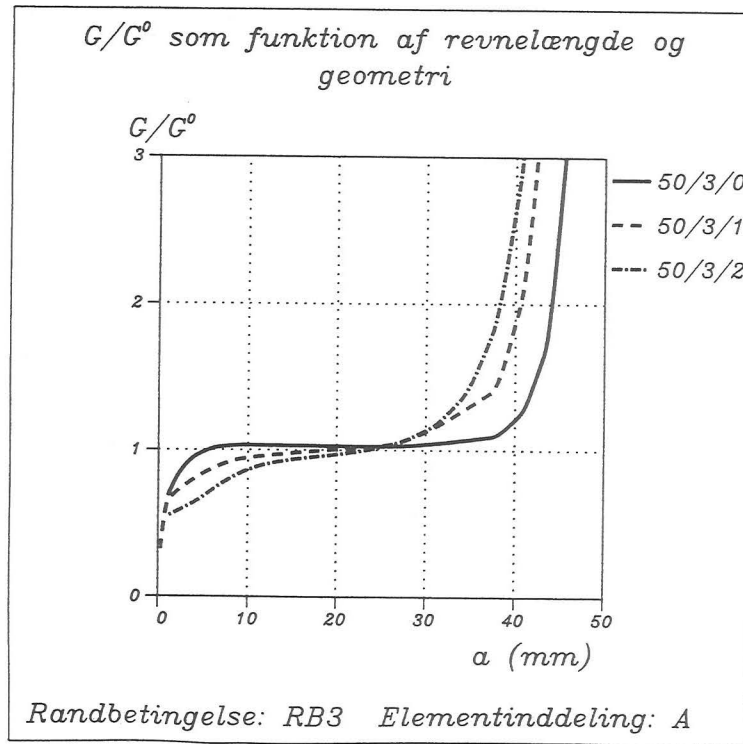


Fig. 13. Limfugetykkelsens indflydelse på den normerede energy release rate.

udstrækning har (når der ses bort fra kontaktzoner o.l. på revneoverfladen). Når der alligevel optræder et grænselag for $t^2 = 0$ i de viste beregninger, skyldes det den valgte randbetingelse, som identificerer det punkt, hvor revnen startede. Det fremgår også af fig. 12, at den valgte randbetingelse har indflydelse på grænselagets udstrækning. I overensstemmelse med ovennævnte betragtninger har grænselaget størst udstrækning med randbetingelsen RB3, mens udstrækningen er mindst med RB1 (i det mindste med den valgte geometri og elementinddeling).

3. FORSØGSRESULTATER

3.1 Klassiske udmattelsesforsøg

Resultaterne fremgår af tabel 2, hvor der for hvert prøvelegeme er angivet de tilstræbte lastniveau'er med tilhørende tøjningsamplituder og antal lastcykler. Desuden er anført, hvilken HFP der er benyttet. Ved nogle af lastniveau'erne mangler der strain gauge målinger, hvilket skyldes problemer med udmattelsesbrud i gaugetråden pga. det høje tøjningsniveau i glasfiberstykket.

Nogle af prøverne blev forsynet med en blød tværafstivning for at dæmpe tværsvingningen i prøven pga. dennes asymmetri. Generelt var tværsvingningsproblemerne dog yderst begrænsede. På trods af det høje tøjningsniveau i glasfibren var der ingen mærkbar temperaturstigning i prøven (højst nogle få grader) bortset fra temperaturstigning omkring limfugen umiddelbart før endeligt brud ved de højeste lastniveau'er (prøve 3 og 7 ved lastniveau 5.0 ± 5.0 kN). På baggrund af kraft- og tøjningsmålingerne, samt ved at anvende de nominelle tværsnitsmål 3×30 mm², kan glasfiberstykkernes stivhed bestemmes. Gennemsnittet over prøven bliver da $E^1 = 30.7$ GPa, hvilket stemmer fint med den i appendix B og D beregnede stivhed på $E^1 = 31.2$ GPa.

Udmattelsesresultaterne er sammen med de teoretisk bestemte Wöhlerkurver - se næste afsnit - afbildet i figur 15. De fleste af de i Figur 15 angivne punkter er direkte overført fra tabel 2, men i tilfælde med tætliggende lastniveau'er (prøve 4 og 8) er det til det laveste lastniveau svarende antal lastcykler beregnet vha. Palmgren-Miners regel og ved at anvende en repræsentativ hældning for de aktuelle lastniveau'er taget fra den teoretisk bestemte Wöhler-kurve for 1.0 mm limfuge.

Det skal bemærkes, at resultaterne antyder en meget dårlig opfyldelse af den almindelige antagelse om, at udmattelsesstyrken ved eet lastniveau er uafhængig af det antal lastcykler, som prøven har oplevet ved lavere lastniveauer, hvis blot springet er tilstrækkeligt stort. Det er f.eks. således klart, at punktet 7.2 i figur 15 ikke er uafhængigt af 7.1.

TABEL 2. Resultater fra klassiske udmattelsesforsøg.

Prøve	last ΔK (kN)	tøjning (μ strain) (\pm)	antal cykler (10^6)	Kommentarer
1/A/50/3/1	1.96 \pm 1.96	778	37.8	ingen synlige revner. 2MP HFP brud.
	2.36 \pm 2.36		40.9	
	2.75 \pm 2.75		44.0	
	3.34 \pm 3.34	1140	46.7	
	3.92 \pm 3.92	1320	6.6	
3/A/50/3/1	3.20 \pm 3.20	1215	40.5	brud. 10MP HFP
	4.00 \pm 4.00	1495	11.3	
	5.00 \pm 5.00	1850	3.9	
4/A/50/3/1	3.54 \pm 3.54	1230	6.2	brud. 2MP HFP 10MP HFP synlig revne i den ene side (ca. 5 mm lang) ved ca. 80×10^6 cykler.
	3.60 \pm 3.50	1250	85.8	
8/A/50/3/2	3.54 \pm 3.54	1200	16.5	revne ca. 10 mm lang. 2MP HFP brud.
	3.70 \pm 3.70	1383	16.5	
	3.50 \pm 3.50		29.5	
7/A/50/3/2	3.60 \pm 3.60	1350	191.2	synlig revne (5-10 mm) ved ca. 25×10^6 cykler, tværrevne i lim. Herefter revneud- vikling laminat/lim. 10MP HFP
	5.0 \pm 5.0		0.070	

3.2 Forsøg med revnevækstmåling

Der er gennemført forsøg med revnevækstmåling på to prøver, nemlig prøverne 10/B/50/3/1/5 og 13/B/50/3/0.1/5, dvs. prøve 10 med 1.0 mm limfuge og prøve 13 med 0.1 mm limfuge. Prøve 13 er egentlig udført med en klemt limfuge, dvs. at limfugen er udført så tynd som muligt. Angivelsen 0.1 mm antyder blot limfugens virkelige tykkelse.

Ved hvert lastniveau $K = \Delta K \pm \Delta K$ er der som omtalt i kapitel 1 bestemt et antal samhørende værdier af fleksibilitet C_i og et antal lastcykler N_i , $i = 1, 2, \dots$. Revnevæksten bestemmes da ved succesivt at fastlægge revnepositionen a_i vha. udtrykket

$$a_i - a_{i-1} = \frac{C_i - C_{i-1}}{\frac{\partial C}{\partial a}}, \quad (3.1)$$

hvilket er uproblematisk, da prøven som tidligere omtalt er udformet så $\frac{\partial C}{\partial a}$ tilnærmelsesvis er uafhængig af a . For begge prøver er brugt tilnærmelsesudtrykket

$$\frac{\partial C}{\partial a} = 1.04 \cdot \left(\frac{\partial C}{\partial a}\right)^\infty \quad (3.2)$$

hvor $\left(\frac{\partial C}{\partial a}\right)^\infty$ er taget fra (2.5), idet der dog er divideret med laminatbredden, således at den totale kraft i laminatet betragtes. Resultaterne er:

$$\text{Prøve 10: } \frac{\partial C}{\partial a} = 3.47 \times 10^{-6} \text{ kp}^{-1}, \quad (3.3)$$

$$\text{Prøve 13: } \frac{\partial C}{\partial a} = 3.62 \times 10^{-6} \text{ kp}^{-1}.$$

På denne måde opnås for hvert lastniveau et sammenhørende sæt af revnepositioner a_i og et antal cykler N_i . Da energy release rate'n G er konstant, må revnevæksthastigheden også være det (gyldigheden af Paris' lov), hvorfor den funktionelle sammenhæng mellem de to talsæt C_i og N_i kan estimeres som en ret linie. Revnevæksthastigheden $\frac{\partial a}{\partial N}$ er hermed bestemt. Resultaterne fra bestemmelse af revnevæksthastigheder vha. denne metode fremgår af tabel 3 og 4.

I den 4. søjle ($\Delta(\Delta a/\Delta N)$) er måleusikkerheden på revnevæksthastigheden estimeret, og det er disse estimater, som ligger til grund for angivelsen af $\log(\Delta a/\Delta \mu\text{m})$ i første række i tabel 3 og 4.

Tabel 3. Prøve 10/B/50/3/1/5. Resultater fra bestemmelse af revnevæksthastigheder.

ΔK (kp)	ΔG (kp)	$\Delta a/\Delta N$ ($\mu\text{m}/\text{cykel}$)	$\Delta(\Delta a/\Delta N)$ ($\mu\text{m}/\text{cykel}$)	$\log(\Delta G/\text{kp})$	$\log(\Delta a/\Delta N/\mu\text{m})$
300	0.156	0.0	0.00002	-.807	<-4.7
350	0.213	0.00188	0.001	-.672	-2.73
400	0.278	0.00710	0.001	-.556	-2.15
450	0.351	0.00845	0.001	-.455	-2.07
500	0.434	0.0207	0.002	-.363	-1.68
550	0.525	0.0561	0.008	-.280	-1.25
600	0.625	0.130	0.02	-.204	-0.89
650	0.733	0.316	0.02	-.135	-0.50
700	0.850	1.20	0.08	-.071	0.08
750	0.976	-	-	-	-

Tabel 4. Prøve 13/B/50/3/0.1/5. Resultater fra bestemmelse af revnevæksthastigheder.

ΔK (kp)	ΔG (kp)	$\Delta a/\Delta N$ ($\mu\text{m}/\text{cykel}$)	$\Delta(\Delta a/\Delta N)$ ($\mu\text{m}/\text{cykel}$)	$\log(\Delta G/\text{kp})$	$\log(\Delta a/\Delta N/\mu\text{m})$
250	0.113	0.0	0.00015	-.947	<-3.8
300	0.163	0.00181	0.001	-.789	-2.74
350	0.221	0.0103	0.002	-.655	-1.99
400	0.289	0.0469	0.008	-.539	-1.33
500	0.452	0.170	0.02	-.345	-0.77
550	0.547	0.177	0.02	-.262	-0.75
600	0.651	0.234	0.02	-.187	-0.63
650	0.764	0.637	0.04	-.117	-0.20
693	0.868	1.12	0.08	-.061	0.049

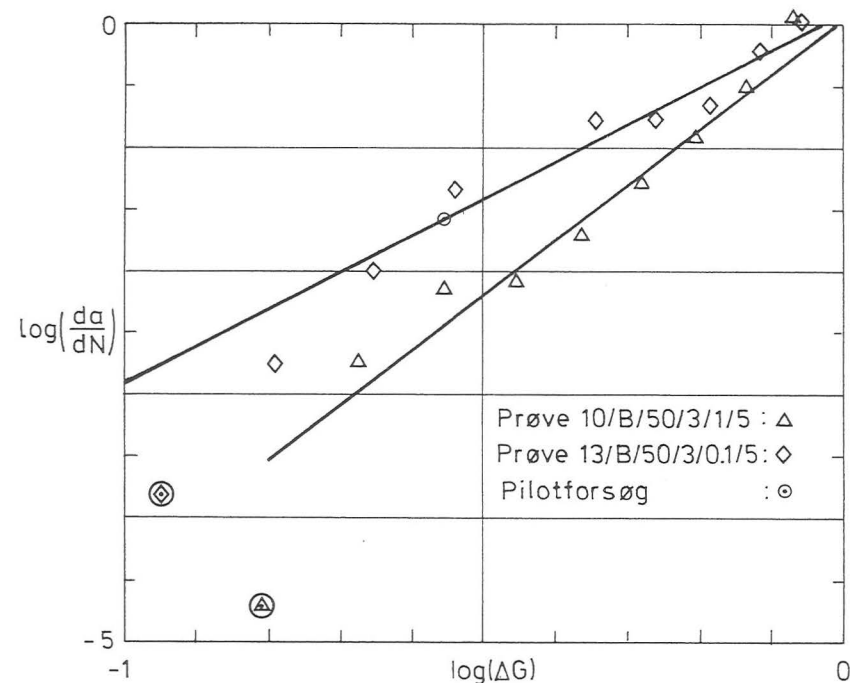


Fig. 14. For prøverne 10 og 13 er $\log(\frac{da}{dN})$ afbildet mod $\log(\Delta G)$. De punkter, som er bollet ind på figuren, er ikke medtaget i regressionsanalysen. Pilotforsøget er foretaget med prøve 9/B/50/3/1/5.

Variationen i energy release rate'n pr. lastcykel, ΔG , er bestemt af

$$\Delta G = \frac{1}{2} \Delta K^2 \frac{\partial C}{\partial a} \quad (3.4)$$

I figur 14 er resultaterne for de to prøver vist i en log-log afbildning med optegnede regressionslinier. De to punkter tættest ved udmattelsesgrænsen (markeret med bolle på figur 14) er ikke medtaget i regressionsanalysen. Punkterne (bortset fra de to "bollede") ses at gruppere sig pænt om de rette linier. Revnevæksten kan derfor beskrives ved Paris' lov (se Stang 1985). Konstanterne bestemmes af regressionsanalysen, og revnevæksten er da givet ved

$$\text{Prøve 10: } \frac{da}{dN} = 1.15 \left(\frac{\Delta G}{kp} \right)^{4.49} = 4.06 \cdot 10^{-5} \left(\frac{\Delta G}{N} \right)^{4.49} \quad (3.5)$$

$$\text{Prøve 13: } \frac{da}{dN} = 1.27 \left(\frac{\Delta G}{kp} \right)^{3.02} = 1.28 \cdot 10^{-3} \left(\frac{\Delta G}{N} \right)^{3.02} \quad (3.6)$$

Som det ses, er der en systematisk forskel på de to prøver, idet prøve 13 med den klemte limfuge har større revnevæksthastighed end prøve 10 med 1.0 mm limfuge. Hvorvidt denne systematiske forskel på de målte revnevæksthastigheder skyldes forskel i limfugetykkelse eller skyldes tilfældige forskelle på de to prøver, kan ikke afgøres med sikkerhed, da forsøgene er udført uden gentagelser. Noget kunne dog tyde på en betydelig spredning fra prøve til prøve, idet der i forbindelse med et pilotforsøg med prøve 9/B/50/3/1/5 (altså en prøve identisk med prøve 13), blev foretaget en enkelt revnevækstmåling ved lastniveauet 400 ± 400 kp. Revnevæksthastigheden blev da målt til $da/dN = 0.028 \mu\text{m/cykel}$. Det hertil svarende punkt $(\Delta G/kp, da/dN/\mu\text{m}) = (0.278, 0.028)$ er afbildet i figur 14. Som det ses, falder punktet stort set oven i regressionslinien for prøve 13 med klemt limfuge.

En af de mulige forklaringer på en eventuel betydelig spredning fra prøve til prøve kunne være tilfældige forskelle i laminatstivheden. Prøverne 9, 10 og 13 har ikke været forsynet med strain gauges, og ved analyse af forsøgsresultaterne er der benyttet stivheden $E^1 = 31.2 \text{ GPa}$, som er beregnet i appendix B. Dette alene kan dog ikke forklare forskellen på prøve 10 og 13, og det må konkluderes, at limfugetykkelsen har betydning for revnevæksthastigheden ved en givet variation, ΔG , i energy release rate'n.

Ved at integrere udtrykkene for revnevæksten, (3.5) og (3.6), kan Wöhler-kurverne for de to prøver bestemmes. Levetiden (antal cykler til endeligt brud) er bestemt svarende til en revnevækst på 35 mm, dvs. en total længde på 40 mm og en antagelse om konstant ΔG i hele dette interval. De to kurver er tegnet op på figur 15. Den vandrette asymptote opadtil er estimeret på den sikre side ud fra revnevækstmå-

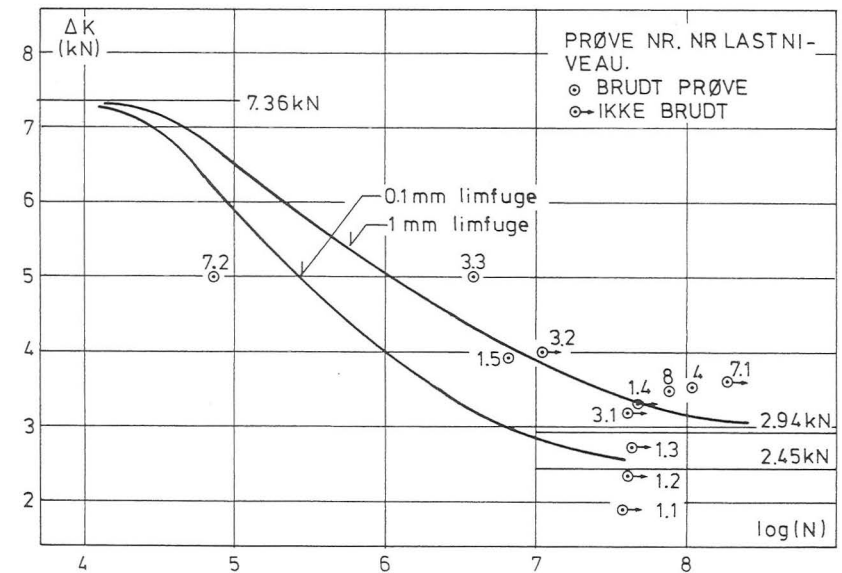


Fig. 15. Resultater fra klassiske udmattelsesforsøg samt Wöhlerkurven for prøverne 10 og 13 beregnet på grundlag af de målte revnevæksthastigheder.

lingerne, men asymptoteværdien må formodes at være lidt større end antydnet på figuren. Asymptoten burde være bestemt ved statistiske forsøg. Grænsen nedadtil, udmattelsesgrænsen, er bestemt som det største lastniveau, hvor der ikke har kunnet iagttages revnevækst. Det skal dog bemærkes, at det pga. måleusikkerheden ikke med sikkerhed har kunnet fastslås, om der er en egentlig udmattelsesgrænse. Det er muligt, at Wöhler-kurven fortsat vil falde, men i så fald med en betydelig mindre hældning end på den del af kurven, som er beskrevet ved Paris' lov.

Hvis revnevæksthastigheden vokser med aftagende limfugetykkelse, hvad

resultaterne kunne tyde på, så er dette i strid med de brudmekaniske principper, som forudsiger, at revnevæksten skal være næsten uafhængig af limfugetykkelsen, jvnf. formel (2.6), og i bedre overensstemmelse med resultatet givet ved formel (2.3), som er baseret på klassisk tankegang.

Afslutningsvis skal det bemærkes, at revnevæksten i prøvelegemerne ikke altid svarede til den i afsnit 2 forudsatte revnevækst, dvs. revnevækst i skillefladen mellem lim og stål. Revnevæksten startede altid i lim/stålskillefladen, men sprang efter en vis udvikling via tværrevner under 45° op til lim/laminatskillefladen, hvor den fortsatte.

4. KONSKLUSIONER

4.1 Forsøgsteknik og forsøgsfilosofi

Selve prøven, dens størrelse, geometri og fremstilling er meget nær ideel, og der er ikke fundet anledning til at foretage ændringer.

De målinger, som er udført i forbindelse med de klassiske udmattelsesforsøg, må siges at være tilstrækkelige til at give den information, som man ønsker. Man må imidlertid påpege det farlige i at gennemføre forsøg med samme prøve ved flere lastniveau'er og antage, at resultaterne kan betragtes som uafhængige. Hvis man vil gennemføre målinger ved flere lastniveau'er med samme prøve, så bør man fremover benytte den udviklede fleksibilitets-målemetode eller en anden metode til direkte måling af den skade (revnevækst), der er sket på prøven ved hvert lastniveau.

Den udviklede fleksibilitetsmålemetode til bestemmelse af revnevæksten har vist sig at fungere tilfredsstillende. Det er en sikker og robust metode, som enkelt og hurtigt giver information om revneudviklingen i de benyttede prøver. Oplysningsevnen er så god, at man har kunnet måle revnevækst ved 9-10 forskellige lastniveau'er på begge prøver, hvilket må siges at være yderst tilfredsstillende.

Fremover bør de prøver, som benyttes til revnevækstmåling, dog forsynes med strain gauges til bestemmelse af stivheden for det enkelte glasfiberstykke, og beregning af variationen i energy release rate'n, ΔG , bør bestemmes for hvert enkelt prøveemne vha. finite element analyser, som omtalt i kapitel 2.

4.2 Forsøgsresultater

Revnevæksten er godt beskrevet ved Paris' lov i intervallet $\Delta G \in [0.2; 0.8]$ kp.

Det skal bemærkes, at de udledte formler for revnevækst (3.5) og (3.6) gælder for prøvelegemet og ikke for limmaterialet. Med henblik på sammenligning med resultater i litteraturen skal endvidere bemærkes,

at "AG" i Paris' lov ofte hentyder til forskellen mellem maximum og minimum energy release rate. Defineres i overensstemmelse hermed

$$\Delta G^* = \frac{\partial C}{\partial a} (2AK)^2 / 2 \quad (4.1)$$

hvor såvel K og C er målt pr. bredde af prøvelegemet, kan (3.5) og (3.6) opskrives henholdsvis som

$$da/dN = 1.17 \cdot 10^{-14} (\Delta G^*_{m^2/J})^{4.49} , \quad (4.2)$$

og

$$da/dN = 4.90 \cdot 10^{-10} (\Delta G^*_{m^2/J})^{3.02} , \quad (4.3)$$

uafhængigt af prøvelegemet. Faktorerne og potenserne i (4.2) og (4.3) kan således betragtes som estimater af materialeparametre.

Under et vist niveau, $\Delta G \cong 0.11 - 0.16 \text{ kJ/m}^2$, er revnevæksten betydeligt mindre end beskrevet ved Paris' lov, omend der ikke er påvist nogen egentlig udmattelsesgrænse. En eventuel udmattelsesgrænse må for de pågældende prøver forventes at svare til et antal lastcykler større end ca. $10^8 - 10^9$.

Wöhlerkurver beregnet på grundlag af Paris' lov med hensyntagen til revnedannelsen i prøven synes som forventet at underestimere levetiden en smule, sammenlignet med hvad der er konstateret vha. målinger for de urevnede prøver.

Revnevæksthastigheden synes at vokse mere med aftagende limfugetykkelse, end hvad man ville forvente ud fra brudmekaniske overvejelser.

4.3 Fremtidige undersøgelser

Det er oplagt at benytte den her udviklede teknik til bestemmelse af revnevækst med henblik på afklaring af indflydelsen fra forskellige kvalitative parametre, såsom forskellige limfugetykkelser, limtyper, limteknikker, osv. Der bør dog laves gentagelser af hver revnevækstmå-

ling for at få en vurdering af den tilfældige spredning fra prøve til prøve.

Endvidere bør der gennemføres udmattelsesforsøg med prøver forsynet med initialrevne både i lille og stor målestok, således at indflydelsen af størrelseseffekter kan blive ordentligt belyst. De tidligere gennemførte udmattelsesforsøg kan vanskeligt vurderes vha. en brudmekanisk analyse, da startdefektens størrelse er ukendt.

Det er desuden nærliggende at benytte den i kapitel 2 omtalte metode til bestemmelse af energy release rate'n, G, vha. finite element beregninger til belysning af forskellige revnevæksttyper, såsom f.eks. revnevækst mellem lim/stål, revnevækst mellem lim/glasfiberlaminat, samt til undersøgelse af betydningen af de tværrevner i limfugen, som hyppigt konstateres, også for de små prøver.

SYMBOLLISTE

a : revnelængde

C : fleksibilitet

[D] : stivhedsmatrix

δ_{ij} : Kroneckers delta

E^α : Youngs E-modul, fase α

ϵ_{ij}^α : tøjningstensoren, fase α

G : "energy release rate"

ΔG : "middel" G beregnet på grundlag af ΔK

K : resulterende kraft pr. længdeenhed i tværetningen

ΔK : middel resulterende kraft pr. længdeenhed

κ^α : kompressionsmodulus, fase α

l : limfugens længde

λ : styrende parameter i Volkersen-løsningen, se ligning (2.2)

μ^α : forskydningsmodulus, fase α

N : antal pulsationer (kraftcykler)

ν^α : Poissons forhold, fase α

R : spændingsforholdet

σ_{ij}^α : spændingstensoren, fase α

t^α : tykkelse af fase α

u_i : flytninger

REFERENCER

Gravesen, S., Brincker, R. 1983. Udmattelsesforsøg med limsamling mellem stål og glasfiberarmeret polyester. Statusrapport dec. 1982. ABK, DTH, Serie S, No. 19/82.

Gravesen, S., Brincker, R. 1983. Udmattelsesforsøg med limsamling mellem stål og glasfiberarmeret polyester. Tillæg til Statusrapport dec. 1982. ABK, DTH, Serie S, No. 19/82.

Gravesen, S., Brincker, R. 1983. Udmattelsesforsøg med limsamling mellem stål og glasfiberarmeret polyester. Slutrapport dec. 1983. ABK, DTH, Serie S, No. 19/82.

Stang, H. 1984. En kompositmaterialeteori og den anvendelse til beskrivelse af trækpåvirkede cementkompositter. ABK, DTH, Serie R, No. 193.

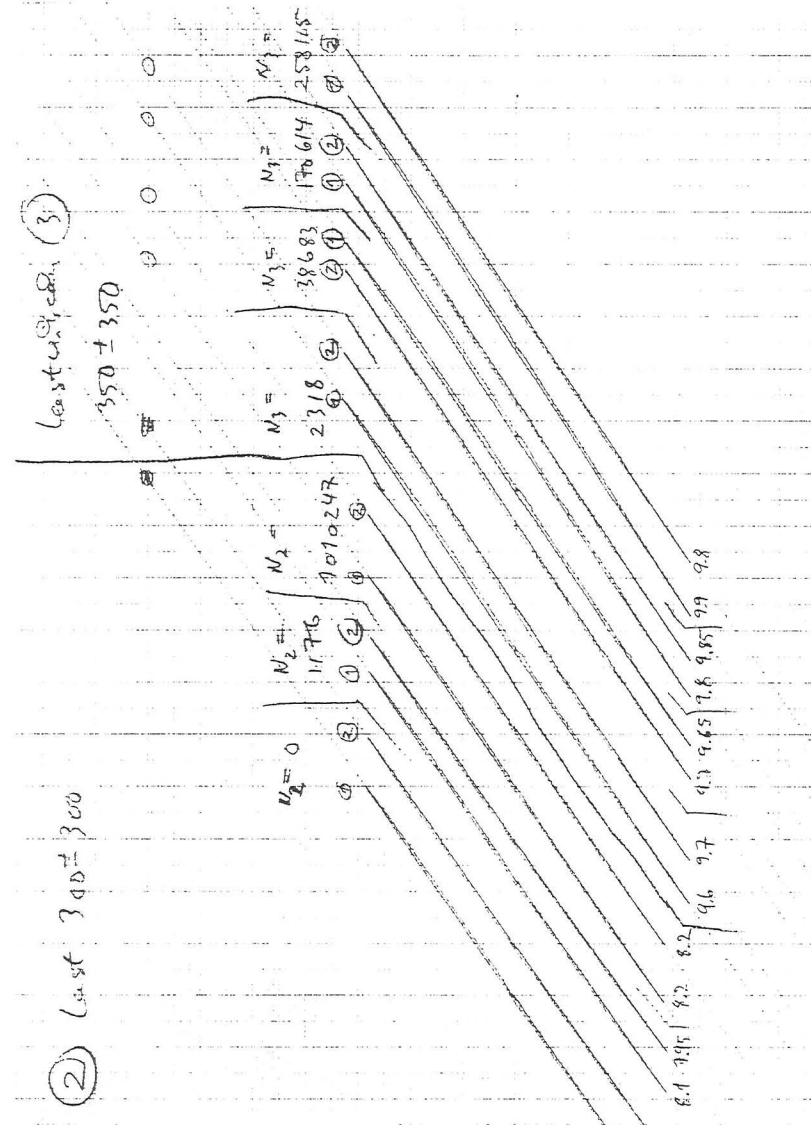
Stang, H. 1985. Dimensionering af limede konstruktive samlinger: En litteraturoversigt. ABK, DTH, Serie R, No. 200.

Volkersen, O. 1938. Die Nietkraftverteilung in Zugbeanspruchten Nietverbindungen mit Konstanten Laschenquerschnitten. Luftfahrtforschung, 15, p. 41/47.

Wang, S.S., Yau J.F. 1982. Interface crack in adhesively bonded lap-shear joints. I Int. Journ. of Fracture Mech., 19, p. 295-309.

APPENDIX A

Eksempel på kurveblad med (u,K) loops til bestemmelse af limsamlingens fleksibilitet.



APPENDIX B

Beregning af energy release rate'n, G , for det translationssymmetriske revneudbredelsesproblem.

Et revnet prøvelegeme betragtes, se fig. B.1. Det antages, at såvel revnelængden som længden af den ikke revnede limfuge er så lang, at det som en rimelig tilnærmelse gælder, at

- 1) Spændingstilstanden i den frie del af laminatet (område I på fig. B.1) er uafhængig af revnelængden a .
- 2) Spændingstilstanden er rimeligt homogen i den del af det inhomogene legeme bestående af lim og laminat som betegnes område II på fig. B.1.
- 3) Spændingstilstanden i lim/laminatlegemet foran revnespidsen (område III på fig. B.1) er uafhængig af længden $(l-a)$.

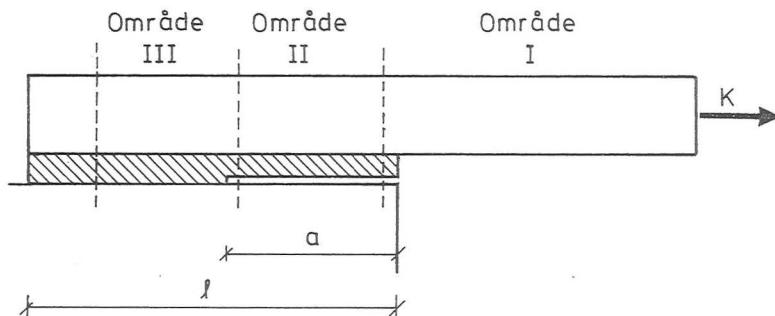


Fig. B.1. Skematisk gengivelse af det revnede prøvelegeme.

Med antagelserne 1)-3) er det muligt at skrive limsamlingens fleksibilitet, C , som

$$C = C^I + C^{II} + C^{III} , \tag{B.1}$$

med

$$C^{II} = Ba , \tag{B.2}$$

mens C^I og C^{III} er uafhængige af a . Idet energy release rate'n, G , kan skrives som

$$G = \frac{1}{2} K^2 \frac{\partial C}{\partial a} \tag{B.3}$$

(se f.eks. Stang 1985) fås nu følgende tilnærmede udtryk for energy release rate'n, G^t :

$$G^t = \frac{1}{2} K^2 B \tag{B.4}$$

For at bestemme B er det nødvendigt at gøre antagelser om deformationstilstanden og spændingstilstanden i område II. Til den ende indlægges et koordinatsystem som vist på fig. B.2. Det antages, at spændings- og tøjningstilstanden i hver af de to faser: 1 (laminat og 2 (lim) er homogen, samt at

$$\begin{aligned} \epsilon_{11}^1 &= \epsilon_{11}^2 \\ \epsilon_{33}^1 &= \epsilon_{33}^2 = 0 \\ \epsilon_{12}^1 &= \epsilon_{13}^1 = \epsilon_{23}^1 = 0 \\ \epsilon_{12}^2 &= \epsilon_{13}^2 = \epsilon_{23}^2 = 0 \\ \sigma_{22}^2 &= \sigma_{22}^1 = 0 \end{aligned} \tag{B.5}$$

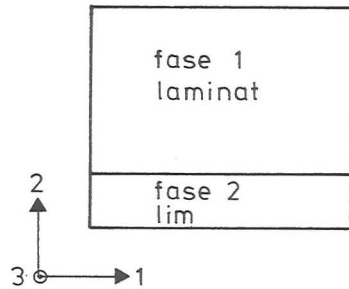


Fig. B.2. Det anvendte koordinatsystem til beskrivelse af spændings/tøjningstilstanden i lim/laminat.

Laminatet er ortotrop, og den konstitutive betingelse kan således skrives som

$$\begin{Bmatrix} \epsilon_{11}^1 \\ \epsilon_{22}^1 \\ \epsilon_{33}^1 \\ \epsilon_{12}^1 \\ \epsilon_{13}^1 \\ \epsilon_{23}^1 \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_1^1} & -\frac{\nu_{21}^1}{E_2^1} & -\frac{\nu_{31}^1}{E_3^1} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{12}^1}{E_1^1} & \frac{1}{E_2^1} & -\frac{\nu_{32}^1}{E_3^1} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{13}^1}{E_1^1} & -\frac{\nu_{23}^1}{E_2^1} & \frac{1}{E_3^1} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{2G_{12}^1} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{2G_{13}^1} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{2G_{23}^1} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_{11}^1 \\ \sigma_{22}^1 \\ \sigma_{33}^1 \\ \sigma_{12}^1 \\ \sigma_{13}^1 \\ \sigma_{23}^1 \end{Bmatrix} \quad (\text{B.6})$$

med ialt 9 uafhængige elastiske konstanter. (Den viste matrix er symmetrisk). Limen, derimod, antages at være isotrop.

Udnyttes det, at $\epsilon_{33}^1 = \epsilon_{33}^2 = 0$, samt at $\sigma_{22}^1 = \sigma_{22}^2 = 0$, fås følgende sammenhæng mellem ϵ_{11}^1 og σ_{11}^1 samt ϵ_{11}^2 og σ_{11}^2

$$\epsilon_{11}^1 = (1 - \nu_{31}^1 \nu_{13}^1) \frac{\sigma_{11}^1}{E_1^1}, \quad (\text{B.7})$$

$$\epsilon_{11}^2 = (1 - (\nu^2)^2) \frac{\sigma_{11}^2}{E^2}. \quad (\text{B.8})$$

Herefter sættes

$$\epsilon_{11} = \epsilon_{11}^1 = \epsilon_{11}^2 \quad (\text{B.9})$$

således, at

$$K = t^1 \sigma_{11}^1 + t^2 \sigma_{11}^2 = \left[\frac{t^1 E_1^1}{(1 - \nu_{31}^1 \nu_{13}^1)} + \frac{t^2 E^2}{(1 - (\nu^2)^2)} \right] \epsilon_{11}, \quad (\text{B.10})$$

hvor K er den resulterende kraft i lim og laminat pr. længdeenhed i tværetningen.

B-faktoren fra ligning (3.2) er således med de gjorte antagelser givet ved

$$B = \left[\frac{t^1 E_1^1}{(1 - \nu_{31}^1 \nu_{13}^1)} + \frac{t^2 E^2}{(1 - (\nu^2)^2)} \right]^{-1} \quad (\text{B.11})$$

og den tilnærmede værdi for energy release rate'n, G^t , er givet ved

$$\begin{aligned} G^t &= \frac{1}{2} K^2 \left[\frac{t^1 E_1^1}{(1 - \nu_{31}^1 \nu_{13}^1)} + \frac{t^2 E^2}{(1 - (\nu^2)^2)} \right]^{-1} \\ &= \frac{1}{2} K^2 \left[t^1 E^{*1} + t^2 E^{*2} \right]^{-1}, \end{aligned} \quad (\text{B.12})$$

med

$$E^{*1} = \frac{E_{11}^1}{1 - \nu_{31}^1 \nu_{13}^1} \quad , \quad (\text{B.13})$$

$$E^{*2} = \frac{E^2}{(1 - (\nu^2)^2)} \quad . \quad (\text{B.14})$$

I forbindelse med elementmetodeberegningerne bestemmes stivhedsmatricerne for plan tøjningstilstand direkte (se afsnit 2.3), og vi finder, at

$$[D^1] = \begin{bmatrix} 33 & 4.2 & 0 \\ 4.2 & 10 & 0 \\ 0 & 0 & 2.8 \end{bmatrix} \text{ GPa} \quad , \quad (\text{B.15})$$

$$[D^2] = \begin{bmatrix} 5.4 & 2.3 & 0 \\ 2.3 & 5.4 & 0 \\ 0 & 0 & 1.5 \end{bmatrix} \text{ GPa} \quad , \quad (\text{B.16})$$

hvor D-matricen giver sammenhængen mellem spændinger og tøjninger:

$$\begin{bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{12} \end{bmatrix} = [D] \begin{bmatrix} \epsilon_{11} \\ \epsilon_{22} \\ 2\epsilon_{12} \end{bmatrix} \quad . \quad (\text{B.17})$$

Indføres, at $\sigma_{22} = 0$ fås nu direkte E^{*1} og E^{*2} :

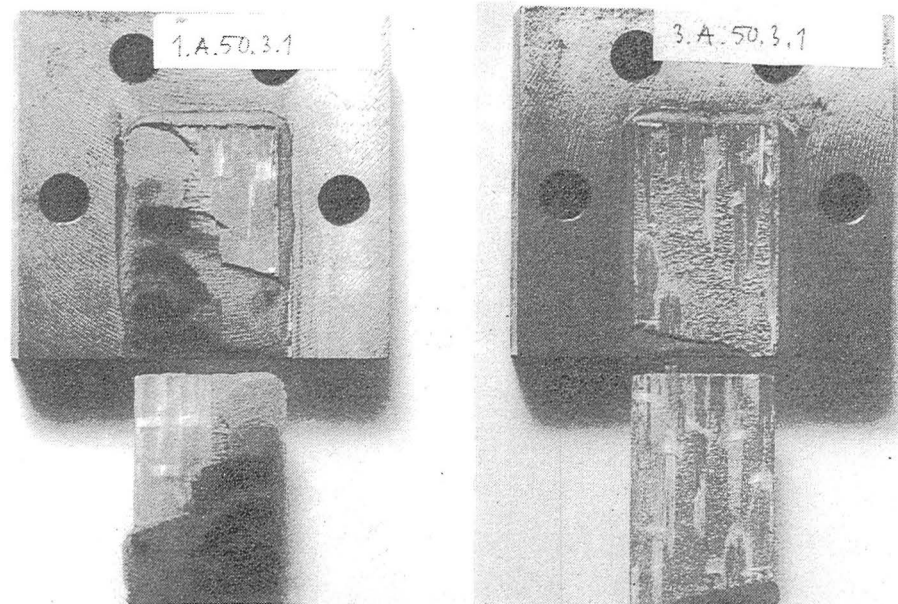
$$E^{*1} = 31.2 \text{ GPa} \quad , \quad (\text{B.18})$$

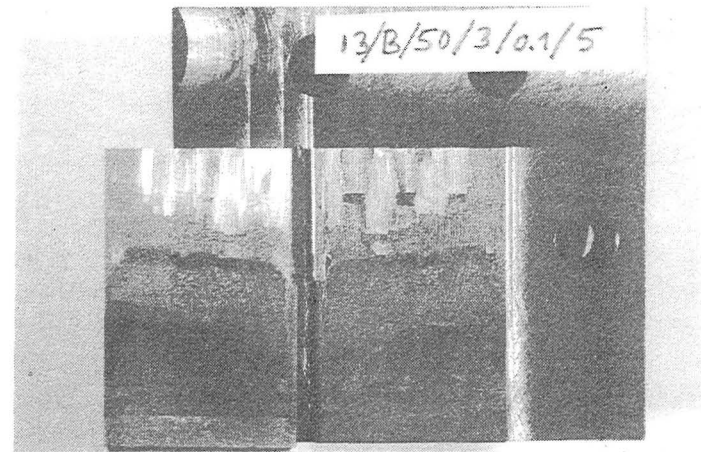
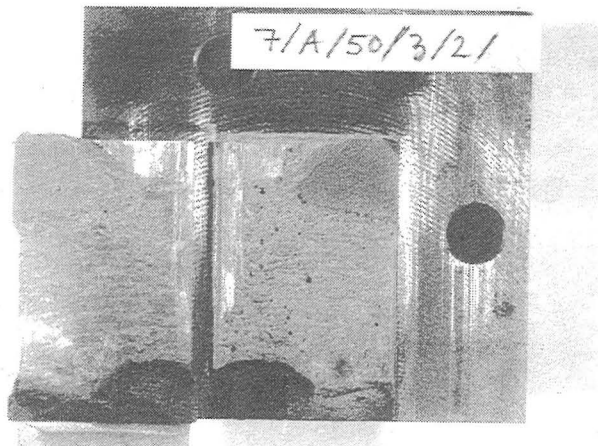
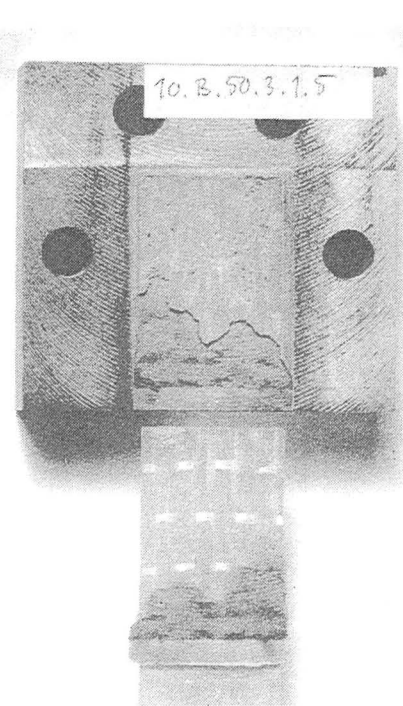
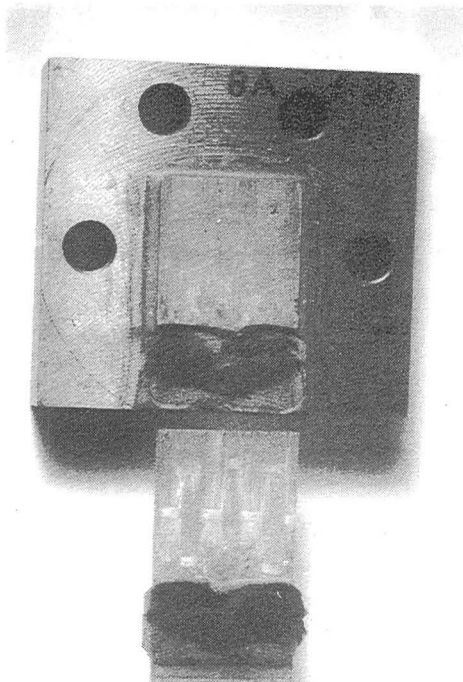
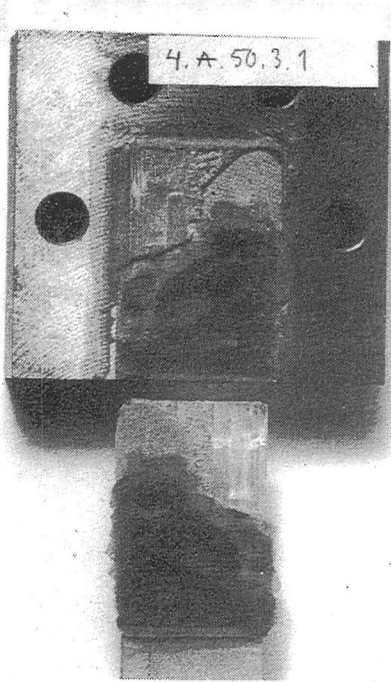
$$E^{*2} = 4.39 \text{ GPa} \quad . \quad (\text{B.19})$$

APPENDIX C

Fotos af brudte prøver.

De viste fotos kan rekvireres som farvetotos hos forfatterne.





APPENDIX D

Bestemmelse af stivhedsmatricen for et ortotrop fiberarmeret materiale.

Et fiberarmeret laminat med fibre i to på hinanden vinkelrette retninger betragtes, og vi ønsker at bestemme sammenhængen mellem spændinger og tøjninger i materialet, idet fibre og matricen antages at være isotrope og lineærelastiske, mens kompositmaterialet (laminatet) antages at være makroskopisk homogent (om makroskopisk homogenitet, se f.eks. Stang, 1984).

Laminatet betragtes som et kompositmateriale med 3 faser. Til beskrivelse af kompositmaterialet indlægges et kartesisk koordinatsystem (x_1, x_2, x_3) , hvorefter de 3 faser kan beskrives som vist i tabel D.1.

Tabel D.1.

Fase	Nummer	Elastiske konstanter	Retningsvektor
Matrix	0	$E^0 \quad \nu^0$	-
Fiber	1	$E^1 \quad \nu^1$	$(1, 0, 0)$
Fiber	2	$E^2 \quad \nu^2$	$(0, 0, 1)$

Volumenkonsentrationen af fibre i hver retning benævnes hhv. c^1 og c^2 .

Den lineære sammenhæng mellem spændinger og tøjninger (den konstitutive betingelse) kan opskrives på forskellige måder. Her benyttes dels en tensorform og dels en matrixform.

På tensorform lyder den konstitutive betingelse:

$$\sigma = L : \epsilon , \quad (D.1)$$

eller

$$\epsilon = M : \sigma . \quad (D.2)$$

Ligning (D.1) og (D.2) er forkortede udgaver af

$$\sigma_{ij} = L_{ijkl} \epsilon_{kl} , \quad (D.3)$$

og

$$\epsilon_{ij} = M_{ijkl} \sigma_{kl} . \quad (D.4)$$

I den forkortede udgave symboliserer store bogstaver 4. ordens tensorer, mens små græske bogstaver symboliserer 2. ordens tensorer. (Om den symbolske skrivemåde, se endvidere Stang, 1984).

Ligning (D.1) og (D.2) kan også skrives på matrixform:

$$\{\sigma\} = [L] \{\epsilon\} , \quad (D.5)$$

og

$$\{\epsilon\} = [M] \{\sigma\} , \quad (D.6)$$

hvor $\{\sigma\}$ og $\{\epsilon\}$ er søjlematricer med 6 elementer, og hvor $[L]$ og $[M]$ er 6x6 matricer.

Det laminat, som betragtes her, er et glasfiberarmeret epoxy laminat med et fiberindhold på 40 volumen %. 95% af disse fibre ligger i længderetningen, mens 5% ligger i tværretningen. Elastiske konstanter og volumenkonsentrationer for de enkelte faser er angivet i tabel D.2.

Tabel D.2.

Fase Nr.	E^i (GPa)	ν^i	c^i
0	3.5	0.35	0.6
1	73	0.20	0.38
2	73	0.20	0.02

Den beregningsmetode som her benyttes til bestemmelse af den konstitutive betingelse for kompositmaterialet er beskrevet af Stang (1984). Metoden er en generel metode til bestemmelse af stivheden (eller fleksibiliteten) af et kompositmateriale af inklusionstypen. Et vilkårligt antal inklusionsfaser kan behandles, og inklusionerne kan antage vilkårlig rotationssymmetrisk ellipsoideform. Endvidere kan rimeligt store volumenkoncentrationer behandles. Forskellige specialtilfælde behandles explicit bl.a. stivheden af et kompositmateriale bestående af 2 typer ensrettede inklusioner i en isotrop matrix, altså netop et kompositmateriale af den type, som betragtes her. Løsningen er angivet i ligningerne (1b), (1c) og (2) i afsnit 4.2.6, Stang (1984).

Udgangspunktet for løsningsformlerne er stivheds- og fleksibilitets-tensorer for de 3 faser samt Eshelby-tensoren, S , som er en funktion af inklusionsretningen (angivet ved retningsvektoren n), inklusionsformen samt matrixens Poisson-forhold. Disse størrelser bestemmes ud fra følgende ligninger:

$$L^0 = 3\kappa^0 J + 2\mu^0 K, \quad (D.7)$$

$$M^0 = \frac{1}{3\kappa^0} J + \frac{1}{2\mu^0} K, \quad (D.8)$$

$$L^1 = L^2 = 3\kappa^1 J + 2\mu^1 K, \quad (D.9)$$

$$M^1 = M^2 = \frac{1}{3\kappa^1} J + \frac{1}{2\mu^1} K, \quad (D.10)$$

hvor

$$J_{ijkl} = \frac{1}{3} \delta_{ij} \delta_{kl}, \quad (D.11)$$

og

$$K = \frac{1}{2} (\delta_{ik} \delta_{jl} + \delta_{il} \delta_{jk}) - J_{ijkl}, \quad (D.12)$$

samt

$$\kappa^i = \frac{E^i}{3(1 - 2\nu^i)}, \quad (D.13)$$

$$\mu^i = \frac{E^i}{2(1 + \nu^i)}. \quad (D.14)$$

δ_{ij} betegner Kroneckers delta.

Idet vi skriver Eshelbys S -tensor som

$$S = S(\bar{n}, l, \nu^0), \quad (D.15)$$

hvor \bar{n} er retningsvektoren, l er en geometrisk parameter, som angiver længde/diameterforholdet, og ν^0 er matrixens Poisson-forhold, kan vi sætte

$$S^1 = S((1, 0, 0), \infty, \nu^0), \quad (D.16)$$

$$S^2 = S((0, 0, 1), \infty, \nu^0), \quad (D.17)$$

og herefter

$$P^1 = S^1 : M^0, \quad (D.18)$$

$$P^2 = S^2 : M^0, \quad (D.19)$$

ifølge ligning (4.2.8.18), Stang (1984).

Herefter kan kompositmaterialets stivhedstensor, L^C , bestemmes ved

$$L^C = L^0 + c^1 (L^1 - L^0) : \{N^{11} - N^{12} : (N^{22} + N^{12})^{-1} : (N^{11} + N^{21})\}^{-1} \\ + c^2 (L^2 - L^0) : \{N^{22} - N^{21} : (N^{11} + N^{21})^{-1} : (N^{22} + N^{12})\}^{-1}, \quad (D.20)$$

med

$$N^{ii} = I + (1 - c^i) P^i : (L^i - L^0), \quad \text{ikke summation} \quad (D.21)$$

$$N^{ij} = P^i: (L^j - L^0) c^j, \quad \text{ikke summation} \quad (D.22)$$

$$I_{ijkl} = \frac{1}{2}(\delta_{ik} \delta_{jl} + \delta_{il} \delta_{jk}) \cdot \quad (D.23)$$

Efter L^C er bestemt ved (D.20), kan matrixformen af den konstitutive betingelse opskrives som

$$\begin{array}{rccccccc}
 \sigma_{11} & 33 & 4.2 & 4.3 & 0 & 0 & 0 & \varepsilon_{11} \\
 \sigma_{22} & & 10 & 4.8 & 0 & 0 & 0 & \varepsilon_{22} \\
 \sigma_{33} & & & 12 & 0 & 0 & 0 & \varepsilon_{33} \\
 \sigma_{12} & & & & 2.8 & 0 & 0 & 2\varepsilon_{12} \\
 \sigma_{13} & & \text{DIAG. SYM.} & & & 2.8 & 0 & 2\varepsilon_{13} \\
 \sigma_{23} & & & & & & 2.6 & 2\varepsilon_{23}
 \end{array} \quad \text{GPa} \quad (D.24)$$

Ud fra matrixligningen (D.24) kan stivhedsmatricen $[D]$ for plan tøjningstilstand ($\varepsilon_{33} = \varepsilon_{13} = \varepsilon_{23} = 0$) umiddelbart bestemmes:

$$[D] = \begin{bmatrix} 33 & 4.2 & 0 \\ \text{DIAG.} & 10 & 0 \\ \text{SYM.} & & 2.8 \end{bmatrix} \text{ GPa.} \quad (D.25)$$

APPENDIX E

Udskrift af programmet GEN til generering af FEM-STRUDL-programmer. Programmet genererer et STRUDL-program, som behandler en limfuge med randbetingelsen RBl.

MEMBER GEN

MEMBER GEN

```

REI(6,2) :=NON11*NON122-2;
FOR I:=1 UNTIL 6 DO
  BEGIN
    REI(I,6) :=REI(I,2) + (IF I<=3 THEN NON122 ELSE NON22);
    REI(I,3) :=REI(I,6) + (IF I<=3 THEN NON122 ELSE NON22);
    REI(I,4) :=REI(I,3) + 2;
    REI(I,5) :=REI(I,2) + 2;
    REI(I,7) :=REI(I,3) + 1;
    REI(I,8) :=REI(I,6) + 2;
    REI(I,9) :=REI(I,2) + 1;
  END;
FOR I:=1 UNTIL NON22 DO LN(I) :=NON-NON22+1;
SN(1) :=1;
FOR I:=2 UNTIL NON11 DO SN(I) :=SN(I-1)+NON122;
FOR I:=1 UNTIL NOE11 DO
  FOR J:=1 UNTIL NON12+NOE22 DO
    DEL1(I,J) := (2*I-1)*NON122+2*J;
FOR I:=1 UNTIL NOE21 DO
  FOR J:=1 UNTIL NOE22 DO
    DEL2(I,J) := (2*I-2)*NON22+2*J+NON11*NON122;
BEGIN
  INTEGER DUM;
  NOC:=1;
  FOR I:=5 STEP 2 UNTIL NON11 DO
    IF C1(I)<(15*E1) THEN NOC:=NOC+1;
  NOC:=NOC*2;
  IF NOC>NOE11 THEN NOC:=NOE11;
  TIME:=TRUNCATE((3+0.075*NOC+(NOC+1)*(6+0.1*NOE))/6)+10;
  FOR I:=2*NON122+1 STEP 2*NON122 UNTIL (NON11-3)*NON122+1 DO
  END;

COMMENT*****
NU FÆLGES GENERERING AF STRUDL-ORDRENE. STRUDL-ORDRENE LÆGGES PÅ
FILEN WORK1 SOM MA SEKTILCERES INDEN GEN KØRES.

*****
PUTF("WORK1","S24,I2,S40","//A118111S JOB (**,BTH, TIME,
      ",50), 'STANG STRUDL', REGION=2000K, CLASS=U");
PUTF("WORK1","S72","//A EXEC STRUDL3,PLOT=PREVIEW");
PUTF("WORK1","S72","//SYSIN ED *");
PUTF("WORK1","/S16,2X,4(S4,F6.1),2(S5,I4),S1","STRUDL 'LIMPUGE'",
      "L1=",L1," L2=",L2," T1=",T1," T2=",T2," NON=",NON," NCE=",NCE,
      "");
PUTF("WORK1","S72","TYPE PLANE STRAIN");
PUTF("WORK1","S72","UNITS MILLIMETERS NEWTONS");
PUTF("WORK1","S72","OUTPUT DEC 8");
PUTF("WORK1","S72","JOINT COORDINATES");
FOR I:=1 UNTIL NON DO
  PUTF("WORK1","I4,3(2X,F10.4)",I,CON(I,1),CON(I,2),CON(I,3));
PUTF("WORK1","S72","DELETIONS");
FOR I:=1 UNTIL NOE11 DO

```

```

0000 BEGIN
0000 PUTF("WORK1","S8","JOINT - ");
0000 FOR J:=1 UNTIL NOE12+NOE22-1 DO
0000 PUTF("WORK1","I4,S3",DEL1(I,J)," - ");
0000 PUTF("WORK1","I4",DEL1(I,NOE12+NOE22));
0000 END;
0000 FOR I:=1 UNTIL NOE21 DO
0000 BEGIN
0000 PUTF("WORK1","S8","JOINT - ");
0000 FOR J:=1 UNTIL NOE22-1 DO
0000 PUTF("WORK1","I4,S3",DEL2(I,J)," - ");
0000 PUTF("WORK1","I4",DEL2(I,NOE22));
0000 END;
0000 PUTF("WORK1","S72","ADDITIONS");
0000 BEGIN
0000 INTEGER DUMMY;
0000 PUTF("WORK1","S72","REFERENCE ELEMENT INCIDENCES SET 1");
0000 FOR I:=1 UNTIL 3 DO
0000 PUTF("WORK1","9(I4)",REI(I,1),REI(I,2),REI(I,3),REI(I,4),REI(I,5),
0000 REI(I,6),REI(I,7),REI(I,8),REI(I,9));
0000 PUTF("WORK1","S37,I4,S5","VARY ELEMENTS IN SET 1 SIM FROM 1 TO",
0000 CE(2)," BY 1");
0000 PUTF("WORK1","S10,I4,S4,I4","FROM 1 TO",CE(3)," BY ",NOE11);
0000 PUTF("WORK1","S72","REFERENCE ELEMENT INCIDENCES SET 2");
0000 FOR I:=4 UNTIL 6 DO
0000 PUTF("WORK1","9(I4)",REI(I,1),REI(I,2),REI(I,3),REI(I,4),REI(I,5),
0000 REI(I,6),REI(I,7),REI(I,8),REI(I,9));
0000 PUTF("WORK1","S32,I4,S4,I4,S5","VARY ELEMENTS IN SET 2 SIM FROM",
0000 CE(5)," TO ",CE(6)," BY 1");
0000 PUTF("WORK1","S5,I4,S4,I4,S4,I4","FROM ",CE(5)," TO ",CE(7)," BY ",
0000 NOE21);
0000 PUTF("WORK1","S8","JOINT - ");
0000 FOR I:=1 UNTIL 3 DO
0000 PUTF("WORK1","I4,S3",SN(I)," - ");
0000 FOR I:=1 UNTIL NON22 DO
0000 PUTF("WORK1","I4,S3",LN(I)," - ");
0000 PUTF("WORK1","S14","STATUS SUPPORT");
0000 PUTF("WORK1","S72","ELEMENT PROPERTIES");
0000 IF NOE1>=1 THEN
0000 BEGIN
0000 PUTF("WORK1","I4,S4,I4,S27",1," TO ",NOE1,
0000 " TYPE 'IPQ2' THICKNESS 1. -");
0000 PUTF("WORK1","S72","RIGIDITY MATRIX GLOBAL NC 3");
0000 PUTF("WORK1","S72"," ROW 1 5.38E3 2.31E3 0.0");
0000 PUTF("WORK1","S72"," ROW 2 2.31E3 5.38E3 0.0");
0000 PUTF("WORK1","S72"," ROW 3 0.0 0.0 1.54E3");
0000 END;
0000 PUTF("WORK1","I4,S4,I4,S27",NOE1+1," TO ",NOE,
0000 " TYPE 'IPQ2' THICKNESS 1. -");
0000 PUTF("WORK1","S72","RIGIDITY MATRIX GLOBAL NC 3");
0000 PUTF("WORK1","S72"," ROW 1 33.E3 4.2E3 0.0");
0000 PUTF("WORK1","S72"," ROW 2 4.2E3 10.E3 0.0");
0000 PUTF("WORK1","S72"," ROW 3 0.0 0.0 2.8E3");
0000 IF PLOT THEN
0000 BEGIN

```

MEMBER GEN

```

PUTF("WORK1","S72","PLOT DEVICE PLOTTER");
PUTF("WORK1","S72",
"PLOT FORMAT PROJECTION AXO X A O. V 1. Y A 1.571 V 12. Z A 135. V 0."
);
PUTF("WORK1","S72","PLOT GEOMETRY");
PUTF("WORK1","S72","PLOT END");
END;
PUTF("WORK1","S72","PRINT ELEMENT INCIDENCES");
PUTF("WORK1","S72","PRINT ELEMENT PROPERTIES");
PUTF("WORK1","S72","LOADING 1 'DISPLACEMENT'");
PUTF("WORK1","S72","JOINT DISPLACEMENTS");
PUTF("WORK1","I4,S4,I4,S10",LN(1)," TO ",LN(NON22)," DIS X 1.");
PUTF("WORK1","S72","STIFFNESS ANALYSIS REACTIONS");
PUTF("WORK1","S72","LIST REACTIONS STRESSES ALL");
IF NOC=NOE11 THEN
BEGIN
FOR I:=2 UNTIL NOE11 DO
BEGIN
PUTF("WORK1","S72","CHANGES");
FOR K:=1 UNTIL (2*I+1) DIV 30 DC
BEGIN
PUTF("WORK1","S72","JOINT - ");
FOR J:=(K-1)*30+1 UNTIL K*30 DC
PUTF("WORK1","I4,S3",SN(J)," - ");
PUTF("WORK1","S72","STATUS SUPPORT");
END;
PUTF("WORK1","S72","JOINT - ");
FOR J:=1+((2*I+1) DIV 30)*30 UNTIL 2*I+1 DO
PUTF("WORK1","I4,S3",SN(J)," - ");
PUTF("WORK1","S72","STATUS SUPPORT");
PUTF("WORK1","S72","ADDITIONS");
PUTF("WORK1","S72","STIFFNESS ANALYSIS REACTIONS");
PUTF("WORK1","S72","LIST REACTIONS STRESSES ALL");
END;
END
ELSE
BEGIN
FOR I:=2 UNTIL (NOC DIV 2) DO
BEGIN
PUTF("WORK1","S72","CHANGES");
FOR K:=1 UNTIL (2*I+1) DIV 30 DC
BEGIN
PUTF("WORK1","S72","JOINT - ");
FOR J:=(K-1)*30+1 UNTIL K*30 DC
PUTF("WORK1","I4,S3",SN(J)," - ");
PUTF("WORK1","S72","STATUS SUPPORT");
END;
PUTF("WORK1","S72","JOINT - ");
FOR J:=1+((2*I+1) DIV 30)*30 UNTIL 2*I+1 DO
PUTF("WORK1","I4,S3",SN(J)," - ");
PUTF("WORK1","S72","STATUS SUPPORT");
PUTF("WORK1","S72","ADDITIONS");
PUTF("WORK1","S72","STIFFNESS ANALYSIS REACTIONS");
PUTF("WORK1","S72","LIST REACTIONS STRESSES ALL");
END;
END;
END;

```

FRI

MEMBER GEN

```

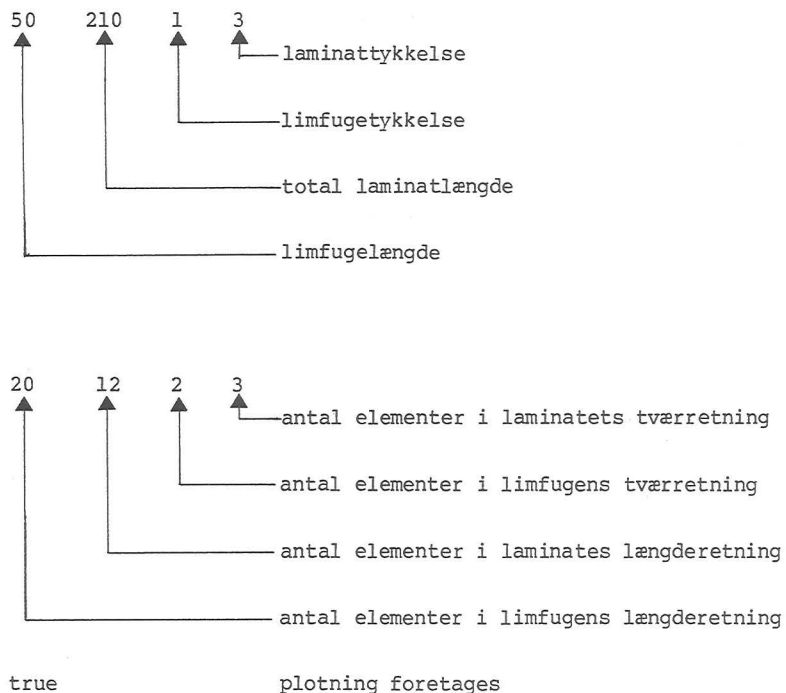
FOR I:=NOC11-(NOC DIV 2) UNTIL NOE11 DO
BEGIN
PUTF("WORK1","S72","CHANGES");
FOR K:=1 UNTIL (2*I+1) DIV 30 DC
BEGIN
PUTF("WORK1","S72","JOINT - ");
FOR J:=(K-1)*30+1 UNTIL K*30 DC
PUTF("WORK1","I4,S3",SN(J)," - ");
PUTF("WORK1","S72","STATUS SUPPORT");
END;
PUTF("WORK1","S72","JOINT - ");
FOR J:=1+((2*I+1) DIV 30)*30 UNTIL 2*I+1 DC
PUTF("WORK1","I4,S3",SN(J)," - ");
PUTF("WORK1","S72","STATUS SUPPORT");
PUTF("WORK1","S72","ADDITIONS");
PUTF("WORK1","S72","STIFFNESS ANALYSIS REACTIONS");
PUTF("WORK1","S72","LIST REACTIONS STRESSES ALL");
END;
END;
PUTF("WORK1","S72","FINISH");
END;
END;
COMMENT*****
FILEN WORK1 INDEHOLDER NU ET KOMPLET STRUDELPROGRAM MED TILHÆFENDEL
STYREKORT TIL CLASS U GRUPPEKØRSEL PA NEUCC.
*****
END.

```

FRI

APPENDIX F

Udskrift af FEM-STRUDL-programmet genereret af GEN (se appendix E).
STRUDL-programmet er genereret af følgende uddata:



MEMBER STRGEN

```
//A118111S JOB (***,BIH,61,50),'STANG STRUDL',REGION=2000K,CLASS=J
//A EXEC STRUDL3,PLOT=PREVIEW
//SYSIN DD *
```

```
STRUDL 'LIMFUGE' 'L1= 50.0 L2= 210.0 T1= 1.0 T2= 3.0 NCN= 619 NOE= 136'
TYPE PLANE STRAIN
UNITS MILLIMETERS NEWTONS
OUTPUT DEC 8
JOINT COORDINATES
```

1	0.0000	0.0000	0.0000
2	0.0000	0.2500	0.0000
3	0.0000	0.5000	0.0000
4	0.0000	0.7500	0.0000
5	0.0000	1.0000	0.0000
6	0.0000	1.5000	0.0000
7	0.0000	2.0000	0.0000
8	0.0000	2.5000	0.0000
9	0.0000	3.0000	0.0000
10	0.0000	3.5000	0.0000
11	0.0000	4.0000	0.0000
12	0.1742	0.0000	0.0000
13	0.1742	0.2500	0.0000
14	0.1742	0.5000	0.0000
15	0.1742	0.7500	0.0000
16	0.1742	1.0000	0.0000
17	0.1742	1.5000	0.0000
18	0.1742	2.0000	0.0000
19	0.1742	2.5000	0.0000
20	0.1742	3.0000	0.0000
21	0.1742	3.5000	0.0000
22	0.1742	4.0000	0.0000
23	0.5139	0.0000	0.0000
24	0.5139	0.2500	0.0000
25	0.5139	0.5000	0.0000
26	0.5139	0.7500	0.0000
27	0.5139	1.0000	0.0000
28	0.5139	1.5000	0.0000
29	0.5139	2.0000	0.0000
30	0.5139	2.5000	0.0000
31	0.5139	3.0000	0.0000
32	0.5139	3.5000	0.0000
33	0.5139	4.0000	0.0000
34	1.0105	0.0000	0.0000
35	1.0105	0.2500	0.0000
36	1.0105	0.5000	0.0000
37	1.0105	0.7500	0.0000
38	1.0105	1.0000	0.0000
39	1.0105	1.5000	0.0000
40	1.0105	2.0000	0.0000
41	1.0105	2.5000	0.0000
42	1.0105	3.0000	0.0000
43	1.0105	3.5000	0.0000
44	1.0105	4.0000	0.0000
45	1.6551	0.0000	0.0000
46	1.6551	0.2500	0.0000

MEMBER STRGEN

47	1.6551	0.5000	0.0000
48	1.6551	0.7500	0.0000
49	1.6551	1.0000	0.0000
50	1.6551	1.5000	0.0000
51	1.6551	2.0000	0.0000
52	1.6551	2.5000	0.0000
53	1.6551	3.0000	0.0000
54	1.6551	3.5000	0.0000
55	1.6551	4.0000	0.0000
56	2.4390	0.0000	0.0000
57	2.4390	0.2500	0.0000
58	2.4390	0.5000	0.0000
59	2.4390	0.7500	0.0000
60	2.4390	1.0000	0.0000
61	2.4390	1.5000	0.0000
62	2.4390	2.0000	0.0000
63	2.4390	2.5000	0.0000
64	2.4390	3.0000	0.0000
65	2.4390	3.5000	0.0000
66	2.4390	4.0000	0.0000
67	3.3537	0.0000	0.0000
68	3.3537	0.2500	0.0000
69	3.3537	0.5000	0.0000
70	3.3537	0.7500	0.0000
71	3.3537	1.0000	0.0000
72	3.3537	1.5000	0.0000
73	3.3537	2.0000	0.0000
74	3.3537	2.5000	0.0000
75	3.3537	3.0000	0.0000
76	3.3537	3.5000	0.0000
77	3.3537	4.0000	0.0000
78	4.3902	0.0000	0.0000
79	4.3902	0.2500	0.0000
80	4.3902	0.5000	0.0000
81	4.3902	0.7500	0.0000
82	4.3902	1.0000	0.0000
83	4.3902	1.5000	0.0000
84	4.3902	2.0000	0.0000
85	4.3902	2.5000	0.0000
86	4.3902	3.0000	0.0000
87	4.3902	3.5000	0.0000
88	4.3902	4.0000	0.0000
89	5.5401	0.0000	0.0000
90	5.5401	0.2500	0.0000
91	5.5401	0.5000	0.0000
92	5.5401	0.7500	0.0000
93	5.5401	1.0000	0.0000
94	5.5401	1.5000	0.0000
95	5.5401	2.0000	0.0000
96	5.5401	2.5000	0.0000
97	5.5401	3.0000	0.0000
98	5.5401	3.5000	0.0000
99	5.5401	4.0000	0.0000
100	6.7944	0.0000	0.0000
101	6.7944	0.2500	0.0000

MEMBER STRGEN

102	6.7944	0.5000	0.0000
103	6.7944	0.7500	0.0000
104	6.7944	1.0000	0.0000
105	6.7944	1.5000	0.0000
106	6.7944	2.0000	0.0000
107	6.7944	2.5000	0.0000
108	6.7944	3.0000	0.0000
109	6.7944	3.5000	0.0000
110	6.7944	4.0000	0.0000
111	8.1446	0.0000	0.0000
112	8.1446	0.2500	0.0000
113	8.1446	0.5000	0.0000
114	8.1446	0.7500	0.0000
115	8.1446	1.0000	0.0000
116	8.1446	1.5000	0.0000
117	8.1446	2.0000	0.0000
118	8.1446	2.5000	0.0000
119	8.1446	3.0000	0.0000
120	8.1446	3.5000	0.0000
121	8.1446	4.0000	0.0000
122	9.5819	0.0000	0.0000
123	9.5819	0.2500	0.0000
124	9.5819	0.5000	0.0000
125	9.5819	0.7500	0.0000
126	9.5819	1.0000	0.0000
127	9.5819	1.5000	0.0000
128	9.5819	2.0000	0.0000
129	9.5819	2.5000	0.0000
130	9.5819	3.0000	0.0000
131	9.5819	3.5000	0.0000
132	9.5819	4.0000	0.0000
133	11.0976	0.0000	0.0000
134	11.0976	0.2500	0.0000
135	11.0976	0.5000	0.0000
136	11.0976	0.7500	0.0000
137	11.0976	1.0000	0.0000
138	11.0976	1.5000	0.0000
139	11.0976	2.0000	0.0000
140	11.0976	2.5000	0.0000
141	11.0976	3.0000	0.0000
142	11.0976	3.5000	0.0000
143	11.0976	4.0000	0.0000
144	12.6829	0.0000	0.0000
145	12.6829	0.2500	0.0000
146	12.6829	0.5000	0.0000
147	12.6829	0.7500	0.0000
148	12.6829	1.0000	0.0000
149	12.6829	1.5000	0.0000
150	12.6829	2.0000	0.0000
151	12.6829	2.5000	0.0000
152	12.6829	3.0000	0.0000
153	12.6829	3.5000	0.0000
154	12.6829	4.0000	0.0000
155	14.3293	0.0000	0.0000
156	14.3293	0.2500	0.0000

MEMBER SIRGEN

157	14.3293	0.5000	0.0000
158	14.3293	0.7500	0.0000
159	14.3293	1.0000	0.0000
160	14.3293	1.5000	0.0000
161	14.3293	2.0000	0.0000
162	14.3293	2.5000	0.0000
163	14.3293	3.0000	0.0000
164	14.3293	3.5000	0.0000
165	14.3293	4.0000	0.0000
166	16.0279	0.0000	0.0000
167	16.0279	0.2500	0.0000
168	16.0279	0.5000	0.0000
169	16.0279	0.7500	0.0000
170	16.0279	1.0000	0.0000
171	16.0279	1.5000	0.0000
172	16.0279	2.0000	0.0000
173	16.0279	2.5000	0.0000
174	16.0279	3.0000	0.0000
175	16.0279	3.5000	0.0000
176	16.0279	4.0000	0.0000
177	17.7700	0.0000	0.0000
178	17.7700	0.2500	0.0000
179	17.7700	0.5000	0.0000
180	17.7700	0.7500	0.0000
181	17.7700	1.0000	0.0000
182	17.7700	1.5000	0.0000
183	17.7700	2.0000	0.0000
184	17.7700	2.5000	0.0000
185	17.7700	3.0000	0.0000
186	17.7700	3.5000	0.0000
187	17.7700	4.0000	0.0000
188	19.5470	0.0000	0.0000
189	19.5470	0.2500	0.0000
190	19.5470	0.5000	0.0000
191	19.5470	0.7500	0.0000
192	19.5470	1.0000	0.0000
193	19.5470	1.5000	0.0000
194	19.5470	2.0000	0.0000
195	19.5470	2.5000	0.0000
196	19.5470	3.0000	0.0000
197	19.5470	3.5000	0.0000
198	19.5470	4.0000	0.0000
199	21.3501	0.0000	0.0000
200	21.3501	0.2500	0.0000
201	21.3501	0.5000	0.0000
202	21.3501	0.7500	0.0000
203	21.3501	1.0000	0.0000
204	21.3501	1.5000	0.0000
205	21.3501	2.0000	0.0000
206	21.3501	2.5000	0.0000
207	21.3501	3.0000	0.0000
208	21.3501	3.5000	0.0000
209	21.3501	4.0000	0.0000
210	23.1707	0.0000	0.0000
211	23.1707	0.2500	0.0000

MEMBER SIRGEN

212	23.1707	0.5000	0.0000
213	23.1707	0.7500	0.0000
214	23.1707	1.0000	0.0000
215	23.1707	1.5000	0.0000
216	23.1707	2.0000	0.0000
217	23.1707	2.5000	0.0000
218	23.1707	3.0000	0.0000
219	23.1707	3.5000	0.0000
220	23.1707	4.0000	0.0000
221	25.0000	0.0000	0.0000
222	25.0000	0.2500	0.0000
223	25.0000	0.5000	0.0000
224	25.0000	0.7500	0.0000
225	25.0000	1.0000	0.0000
226	25.0000	1.5000	0.0000
227	25.0000	2.0000	0.0000
228	25.0000	2.5000	0.0000
229	25.0000	3.0000	0.0000
230	25.0000	3.5000	0.0000
231	25.0000	4.0000	0.0000
232	26.8292	0.0000	0.0000
233	26.8292	0.2500	0.0000
234	26.8292	0.5000	0.0000
235	26.8292	0.7500	0.0000
236	26.8292	1.0000	0.0000
237	26.8292	1.5000	0.0000
238	26.8292	2.0000	0.0000
239	26.8292	2.5000	0.0000
240	26.8292	3.0000	0.0000
241	26.8292	3.5000	0.0000
242	26.8292	4.0000	0.0000
243	28.6498	0.0000	0.0000
244	28.6498	0.2500	0.0000
245	28.6498	0.5000	0.0000
246	28.6498	0.7500	0.0000
247	28.6498	1.0000	0.0000
248	28.6498	1.5000	0.0000
249	28.6498	2.0000	0.0000
250	28.6498	2.5000	0.0000
251	28.6498	3.0000	0.0000
252	28.6498	3.5000	0.0000
253	28.6498	4.0000	0.0000
254	30.4529	0.0000	0.0000
255	30.4529	0.2500	0.0000
256	30.4529	0.5000	0.0000
257	30.4529	0.7500	0.0000
258	30.4529	1.0000	0.0000
259	30.4529	1.5000	0.0000
260	30.4529	2.0000	0.0000
261	30.4529	2.5000	0.0000
262	30.4529	3.0000	0.0000
263	30.4529	3.5000	0.0000
264	30.4529	4.0000	0.0000
265	32.2299	0.0000	0.0000
266	32.2299	0.2500	0.0000

MEMBER STRGDN

267	32.2299	0.5000	0.0000
268	32.2299	0.7500	0.0000
269	32.2299	1.0000	0.0000
270	32.2299	1.5000	0.0000
271	32.2299	2.0000	0.0000
272	32.2299	2.5000	0.0000
273	32.2299	3.0000	0.0000
274	32.2299	3.5000	0.0000
275	32.2299	4.0000	0.0000
276	33.9720	0.0000	0.0000
277	33.9720	0.2500	0.0000
278	33.9720	0.5000	0.0000
279	33.9720	0.7500	0.0000
280	33.9720	1.0000	0.0000
281	33.9720	1.5000	0.0000
282	33.9720	2.0000	0.0000
283	33.9720	2.5000	0.0000
284	33.9720	3.0000	0.0000
285	33.9720	3.5000	0.0000
286	33.9720	4.0000	0.0000
287	35.6706	0.0000	0.0000
288	35.6706	0.2500	0.0000
289	35.6706	0.5000	0.0000
290	35.6706	0.7500	0.0000
291	35.6706	1.0000	0.0000
292	35.6706	1.5000	0.0000
293	35.6706	2.0000	0.0000
294	35.6706	2.5000	0.0000
295	35.6706	3.0000	0.0000
296	35.6706	3.5000	0.0000
297	35.6706	4.0000	0.0000
298	37.3170	0.0000	0.0000
299	37.3170	0.2500	0.0000
300	37.3170	0.5000	0.0000
301	37.3170	0.7500	0.0000
302	37.3170	1.0000	0.0000
303	37.3170	1.5000	0.0000
304	37.3170	2.0000	0.0000
305	37.3170	2.5000	0.0000
306	37.3170	3.0000	0.0000
307	37.3170	3.5000	0.0000
308	37.3170	4.0000	0.0000
309	38.9023	0.0000	0.0000
310	38.9023	0.2500	0.0000
311	38.9023	0.5000	0.0000
312	38.9023	0.7500	0.0000
313	38.9023	1.0000	0.0000
314	38.9023	1.5000	0.0000
315	38.9023	2.0000	0.0000
316	38.9023	2.5000	0.0000
317	38.9023	3.0000	0.0000
318	38.9023	3.5000	0.0000
319	38.9023	4.0000	0.0000
320	40.4180	0.0000	0.0000
321	40.4180	0.2500	0.0000

MEMBER STRGDN

322	40.4180	0.5000	0.0000
323	40.4180	0.7500	0.0000
324	40.4180	1.0000	0.0000
325	40.4180	1.5000	0.0000
326	40.4180	2.0000	0.0000
327	40.4180	2.5000	0.0000
328	40.4180	3.0000	0.0000
329	40.4180	3.5000	0.0000
330	40.4180	4.0000	0.0000
331	41.8553	0.0000	0.0000
332	41.8553	0.2500	0.0000
333	41.8553	0.5000	0.0000
334	41.8553	0.7500	0.0000
335	41.8553	1.0000	0.0000
336	41.8553	1.5000	0.0000
337	41.8553	2.0000	0.0000
338	41.8553	2.5000	0.0000
339	41.8553	3.0000	0.0000
340	41.8553	3.5000	0.0000
341	41.8553	4.0000	0.0000
342	43.2054	0.0000	0.0000
343	43.2054	0.2500	0.0000
344	43.2054	0.5000	0.0000
345	43.2054	0.7500	0.0000
346	43.2054	1.0000	0.0000
347	43.2054	1.5000	0.0000
348	43.2054	2.0000	0.0000
349	43.2054	2.5000	0.0000
350	43.2054	3.0000	0.0000
351	43.2054	3.5000	0.0000
352	43.2054	4.0000	0.0000
353	44.4598	0.0000	0.0000
354	44.4598	0.2500	0.0000
355	44.4598	0.5000	0.0000
356	44.4598	0.7500	0.0000
357	44.4598	1.0000	0.0000
358	44.4598	1.5000	0.0000
359	44.4598	2.0000	0.0000
360	44.4598	2.5000	0.0000
361	44.4598	3.0000	0.0000
362	44.4598	3.5000	0.0000
363	44.4598	4.0000	0.0000
364	45.6096	0.0000	0.0000
365	45.6096	0.2500	0.0000
366	45.6096	0.5000	0.0000
367	45.6096	0.7500	0.0000
368	45.6096	1.0000	0.0000
369	45.6096	1.5000	0.0000
370	45.6096	2.0000	0.0000
371	45.6096	2.5000	0.0000
372	45.6096	3.0000	0.0000
373	45.6096	3.5000	0.0000
374	45.6096	4.0000	0.0000
375	46.6462	0.0000	0.0000
376	46.6462	0.2500	0.0000

MEMBER STRGEN

377	46.6462	0.5000	0.0000
378	46.6462	0.7500	0.0000
379	46.6462	1.0000	0.0000
380	46.6462	1.5000	0.0000
381	46.6462	2.0000	0.0000
382	46.6462	2.5000	0.0000
383	46.6462	3.0000	0.0000
384	46.6462	3.5000	0.0000
385	46.6462	4.0000	0.0000
386	47.5608	0.0000	0.0000
387	47.5608	0.2500	0.0000
388	47.5608	0.5000	0.0000
389	47.5608	0.7500	0.0000
390	47.5608	1.0000	0.0000
391	47.5608	1.5000	0.0000
392	47.5608	2.0000	0.0000
393	47.5608	2.5000	0.0000
394	47.5608	3.0000	0.0000
395	47.5608	3.5000	0.0000
396	47.5608	4.0000	0.0000
397	48.3448	0.0000	0.0000
398	48.3448	0.2500	0.0000
399	48.3448	0.5000	0.0000
400	48.3448	0.7500	0.0000
401	48.3448	1.0000	0.0000
402	48.3448	1.5000	0.0000
403	48.3448	2.0000	0.0000
404	48.3448	2.5000	0.0000
405	48.3448	3.0000	0.0000
406	48.3448	3.5000	0.0000
407	48.3448	4.0000	0.0000
408	48.9894	0.0000	0.0000
409	48.9894	0.2500	0.0000
410	48.9894	0.5000	0.0000
411	48.9894	0.7500	0.0000
412	48.9894	1.0000	0.0000
413	48.9894	1.5000	0.0000
414	48.9894	2.0000	0.0000
415	48.9894	2.5000	0.0000
416	48.9894	3.0000	0.0000
417	48.9894	3.5000	0.0000
418	48.9894	4.0000	0.0000
419	49.4859	0.0000	0.0000
420	49.4859	0.2500	0.0000
421	49.4859	0.5000	0.0000
422	49.4859	0.7500	0.0000
423	49.4859	1.0000	0.0000
424	49.4859	1.5000	0.0000
425	49.4859	2.0000	0.0000
426	49.4859	2.5000	0.0000
427	49.4859	3.0000	0.0000
428	49.4859	3.5000	0.0000
429	49.4859	4.0000	0.0000
430	49.8256	0.0000	0.0000
431	49.8256	0.2500	0.0000

MEMBER STRGEN

432	49.8256	0.5000	0.0000
433	49.8256	0.7500	0.0000
434	49.8256	1.0000	0.0000
435	49.8256	1.5000	0.0000
436	49.8256	2.0000	0.0000
437	49.8256	2.5000	0.0000
438	49.8256	3.0000	0.0000
439	49.8256	3.5000	0.0000
440	49.8256	4.0000	0.0000
441	49.9998	0.0000	0.0000
442	49.9998	0.2500	0.0000
443	49.9998	0.5000	0.0000
444	49.9998	0.7500	0.0000
445	49.9998	1.0000	0.0000
446	49.9998	1.5000	0.0000
447	49.9998	2.0000	0.0000
448	49.9998	2.5000	0.0000
449	49.9998	3.0000	0.0000
450	49.9998	3.5000	0.0000
451	49.9998	4.0000	0.0000
452	51.4769	1.0000	0.0000
453	51.4769	1.5000	0.0000
454	51.4769	2.0000	0.0000
455	51.4769	2.5000	0.0000
456	51.4769	3.0000	0.0000
457	51.4769	3.5000	0.0000
458	51.4769	4.0000	0.0000
459	54.3077	1.0000	0.0000
460	54.3077	1.5000	0.0000
461	54.3077	2.0000	0.0000
462	54.3077	2.5000	0.0000
463	54.3077	3.0000	0.0000
464	54.3077	3.5000	0.0000
465	54.3077	4.0000	0.0000
466	58.3692	1.0000	0.0000
467	58.3692	1.5000	0.0000
468	58.3692	2.0000	0.0000
469	58.3692	2.5000	0.0000
470	58.3692	3.0000	0.0000
471	58.3692	3.5000	0.0000
472	58.3692	4.0000	0.0000
473	63.5384	1.0000	0.0000
474	63.5384	1.5000	0.0000
475	63.5384	2.0000	0.0000
476	63.5384	2.5000	0.0000
477	63.5384	3.0000	0.0000
478	63.5384	3.5000	0.0000
479	63.5384	4.0000	0.0000
480	69.6923	1.0000	0.0000
481	69.6923	1.5000	0.0000
482	69.6923	2.0000	0.0000
483	69.6923	2.5000	0.0000
484	69.6923	3.0000	0.0000
485	69.6923	3.5000	0.0000
486	69.6923	4.0000	0.0000

MEMBER STEGEN

487	76.7076	1.0000	0.0000
488	76.7076	1.5000	0.0000
489	76.7076	2.0000	0.0000
490	76.7076	2.5000	0.0000
491	76.7076	3.0000	0.0000
492	76.7076	3.5000	0.0000
493	76.7076	4.0000	0.0000
494	84.4615	1.0000	0.0000
495	84.4615	1.5000	0.0000
496	84.4615	2.0000	0.0000
497	84.4615	2.5000	0.0000
498	84.4615	3.0000	0.0000
499	84.4615	3.5000	0.0000
500	84.4615	4.0000	0.0000
501	92.8307	1.0000	0.0000
502	92.8307	1.5000	0.0000
503	92.8307	2.0000	0.0000
504	92.8307	2.5000	0.0000
505	92.8307	3.0000	0.0000
506	92.8307	3.5000	0.0000
507	92.8307	4.0000	0.0000
508	101.6922	1.0000	0.0000
509	101.6922	1.5000	0.0000
510	101.6922	2.0000	0.0000
511	101.6922	2.5000	0.0000
512	101.6922	3.0000	0.0000
513	101.6922	3.5000	0.0000
514	101.6922	4.0000	0.0000
515	110.9230	1.0000	0.0000
516	110.9230	1.5000	0.0000
517	110.9230	2.0000	0.0000
518	110.9230	2.5000	0.0000
519	110.9230	3.0000	0.0000
520	110.9230	3.5000	0.0000
521	110.9230	4.0000	0.0000
522	120.3999	1.0000	0.0000
523	120.3999	1.5000	0.0000
524	120.3999	2.0000	0.0000
525	120.3999	2.5000	0.0000
526	120.3999	3.0000	0.0000
527	120.3999	3.5000	0.0000
528	120.3999	4.0000	0.0000
529	129.9999	1.0000	0.0000
530	129.9999	1.5000	0.0000
531	129.9999	2.0000	0.0000
532	129.9999	2.5000	0.0000
533	129.9999	3.0000	0.0000
534	129.9999	3.5000	0.0000
535	129.9999	4.0000	0.0000
536	139.5999	1.0000	0.0000
537	139.5999	1.5000	0.0000
538	139.5999	2.0000	0.0000
539	139.5999	2.5000	0.0000
540	139.5999	3.0000	0.0000
541	139.5999	3.5000	0.0000

MEMBER STEGEN

542	139.5999	4.0000	0.0000
543	149.0768	1.0000	0.0000
544	149.0768	1.5000	0.0000
545	149.0768	2.0000	0.0000
546	149.0768	2.5000	0.0000
547	149.0768	3.0000	0.0000
548	149.0768	3.5000	0.0000
549	149.0768	4.0000	0.0000
550	158.3076	1.0000	0.0000
551	158.3076	1.5000	0.0000
552	158.3076	2.0000	0.0000
553	158.3076	2.5000	0.0000
554	158.3076	3.0000	0.0000
555	158.3076	3.5000	0.0000
556	158.3076	4.0000	0.0000
557	167.1691	1.0000	0.0000
558	167.1691	1.5000	0.0000
559	167.1691	2.0000	0.0000
560	167.1691	2.5000	0.0000
561	167.1691	3.0000	0.0000
562	167.1691	3.5000	0.0000
563	167.1691	4.0000	0.0000
564	175.5383	1.0000	0.0000
565	175.5383	1.5000	0.0000
566	175.5383	2.0000	0.0000
567	175.5383	2.5000	0.0000
568	175.5383	3.0000	0.0000
569	175.5383	3.5000	0.0000
570	175.5383	4.0000	0.0000
571	183.2921	1.0000	0.0000
572	183.2921	1.5000	0.0000
573	183.2921	2.0000	0.0000
574	183.2921	2.5000	0.0000
575	183.2921	3.0000	0.0000
576	183.2921	3.5000	0.0000
577	183.2921	4.0000	0.0000
578	190.3075	1.0000	0.0000
579	190.3075	1.5000	0.0000
580	190.3075	2.0000	0.0000
581	190.3075	2.5000	0.0000
582	190.3075	3.0000	0.0000
583	190.3075	3.5000	0.0000
584	190.3075	4.0000	0.0000
585	196.4614	1.0000	0.0000
586	196.4614	1.5000	0.0000
587	196.4614	2.0000	0.0000
588	196.4614	2.5000	0.0000
589	196.4614	3.0000	0.0000
590	196.4614	3.5000	0.0000
591	196.4614	4.0000	0.0000
592	201.6306	1.0000	0.0000
593	201.6306	1.5000	0.0000
594	201.6306	2.0000	0.0000
595	201.6306	2.5000	0.0000
596	201.6306	3.0000	0.0000

MEMBER STRGEN

597	201.6306	3.5000	0.0000
593	201.6306	4.0000	0.0000
599	205.6921	1.0000	0.0000
600	205.6921	1.5000	0.0000
601	205.6921	2.0000	0.0000
602	205.6921	2.5000	0.0000
603	205.6921	3.0000	0.0000
604	205.6921	3.5000	0.0000
605	205.6921	4.0000	0.0000
606	208.5229	1.0000	0.0000
607	208.5229	1.5000	0.0000
608	208.5229	2.0000	0.0000
609	208.5229	2.5000	0.0000
610	208.5229	3.0000	0.0000
611	208.5229	3.5000	0.0000
612	208.5229	4.0000	0.0000
613	209.9998	1.0000	0.0000
614	209.9998	1.5000	0.0000
615	209.9998	2.0000	0.0000
616	209.9998	2.5000	0.0000
617	209.9998	3.0000	0.0000
618	209.9998	3.5000	0.0000
619	209.9998	4.0000	0.0000

DELETIONS

JOINT -

13 -
15 -
17 -
19 -
21 -
JOINT -
35 -
37 -
39 -
41 -
43 -
JOINT -
57 -
59 -
61 -
63 -
65 -
JOINT -
79 -
81 -
83 -
85 -
87 -
JOINT -
101 -
103 -
105 -
107 -
109 -
JOINT -

MEMBER STRGEN

123 -
125 -
127 -
129 -
131 -
JOINT -
145 -
147 -
149 -
151 -
153 -
JOINT -
167 -
169 -
171 -
173 -
175 -
JOINT -
189 -
191 -
193 -
195 -
197 -
JOINT -
211 -
213 -
215 -
217 -
219 -
JOINT -
233 -
235 -
237 -
239 -
241 -
JOINT -
255 -
257 -
259 -
261 -
263 -
JOINT -
277 -
279 -
281 -
283 -
285 -
JOINT -
299 -
301 -
303 -
305 -
307 -
JOINT -
321 -

MEMBER SIRGEN

323 -
 325 -
 327 -
 329
 JOINT -
 343 -
 345 -
 347 -
 349 -
 351
 JOINT -
 365 -
 367 -
 369 -
 371 -
 373
 JOINT -
 387 -
 389 -
 391 -
 393 -
 395
 JOINT -
 409 -
 411 -
 413 -
 415 -
 417
 JOINT -
 431 -
 433 -
 435 -
 437 -
 439
 JOINT -
 453 -
 455 -
 457
 JOINT -
 467 -
 469 -
 471
 JOINT -
 481 -
 483 -
 485
 JOINT -
 495 -
 497 -
 499
 JOINT -
 509 -
 511 -
 513
 JOINT -

MEMBER SIRGEN

523 -
 525 -
 527
 JOINT -
 537 -
 539 -
 541
 JOINT -
 551 -
 553 -
 555
 JOINT -
 565 -
 567 -
 569
 JOINT -
 579 -
 581 -
 583
 JOINT -
 593 -
 595 -
 597
 JOINT -
 607 -
 609 -
 611
 ADDITIONS
 REFERENCE ELEMENT INCIDENCES SET 1
 1 1 23 25 3 12 24 14 2
 20 419 441 443 421 430 442 432 420
 81 9 31 33 11 20 32 22 10
 VARY ELEMENTS IN SET 1 SIM FROM 1 TO 20 BY 1
 FROM 1 TO 81 BY 20
 REFERENCE ELEMENT INCIDENCES SET 2
 101 445 459 461 447 452 460 454 446
 112 599 613 615 601 606 614 608 600
 125 449 463 465 451 456 464 458 450
 VARY ELEMENTS IN SET 2 SIM FROM 101 TO 112 BY 1
 FROM 101 TO 125 BY 12
 JOINT -
 1 -
 12 -
 23 -
 613 -
 614 -
 615 -
 616 -
 617 -
 618 -
 619 -
 STATUS SUPPORT
 ELEMENT PROPERTIES
 1 TO 40 TYPE 'IPQQ' THICKNESS 1. -
 RIGIDITY MATRIX GLOBAL NC 3

MEMBER SIRGEN

```

      ROW 1 5.38E3  2.31E3  0.0
      ROW 2 2.31E3  5.38E3  0.0
      ROW 3 0.0    0.0    1.54E3
41 TO 136 TYPE 'IPCC' THICKNESS 1. -
RIGIDITY MATRIX GLOBAL NC 3
      ROW 1 33.E3  4.2E3  0.0
      ROW 2 4.2E3  10.E3  0.0
      ROW 3 0.0    0.0    2.8E3
PLOT DEVICE PLOTTER
PLOT FORMAT PROJECTION AXO X A 0. V 1. Y A 1.571 V 12. Z A 135. V 0.
PLOT GEOMETRY
PLOT END
PRINT ELEMENT INCIDENCES
PRINT ELEMENT PROPERTIES
LOADING 1 'DISPLACEMENT'
JOINT DISPLACEMENTS
 613 TO 619 DIS X 1.
STIFFNESS ANALYSIS REACTIONS
LIST REACTIONS STRESSES ALL
CHANGES
JOINT -
  1 -
 12 -
 23 -
 34 -
 45 -
STATUS SUPPORT
ADDITIONS
STIFFNESS ANALYSIS REACTIONS
LIST REACTIONS STRESSES ALL
CHANGES
JOINT -
  1 -
 12 -
 23 -
 34 -
 45 -
 56 -
 67 -
STATUS SUPPORT
ADDITIONS
STIFFNESS ANALYSIS REACTIONS
LIST REACTIONS STRESSES ALL
CHANGES
JOINT -
  1 -
 12 -
 23 -
 34 -
 45 -
 56 -
 67 -
 78 -
 89 -
STATUS SUPPORT

```

MEMBER SIRGEN

```

ADDITIONS
STIFFNESS ANALYSIS REACTIONS
LIST REACTIONS STRESSES ALL
CHANGES
JOINT -
  1 -
 12 -
 23 -
 34 -
 45 -
 56 -
 67 -
 78 -
 89 -
100 -
111 -
STATUS SUPPORT
ADDITIONS
STIFFNESS ANALYSIS REACTIONS
LIST REACTIONS STRESSES ALL
CHANGES
JOINT -
  1 -
 12 -
 23 -
 34 -
 45 -
 56 -
 67 -
 78 -
 89 -
100 -
111 -
122 -
133 -
STATUS SUPPORT
ADDITIONS
STIFFNESS ANALYSIS REACTIONS
LIST REACTIONS STRESSES ALL
CHANGES
JOINT -
  1 -
 12 -
 23 -
 34 -
 45 -
 56 -
 67 -
 78 -
 89 -
100 -
111 -
122 -
133 -
144 -

```

MEMBER SIRGEN

155 -
 STATUS SUPPORT
 ADDITIONS
 STIFFNESS ANALYSIS REACTIONS
 LIST REACTIONS STRESSES ALL
 CHANGES
 JOINT -
 1 -
 12 -
 23 -
 34 -
 45 -
 56 -
 67 -
 78 -
 89 -
 100 -
 111 -
 122 -
 133 -
 144 -
 155 -
 166 -
 177 -
 188 -
 199 -
 210 -
 221 -
 232 -
 243 -
 254 -
 265 -
 276 -
 287 -
 STATUS SUPPORT
 ADDITIONS
 STIFFNESS ANALYSIS REACTIONS
 LIST REACTIONS STRESSES ALL
 CHANGES
 JOINT -
 1 -
 12 -
 23 -
 34 -
 45 -
 56 -
 67 -
 78 -
 89 -
 100 -
 111 -
 122 -
 133 -
 144 -
 155 -

MEMBER SIRGEN

166 -
 177 -
 188 -
 199 -
 210 -
 221 -
 232 -
 243 -
 254 -
 265 -
 276 -
 287 -
 298 -
 309 -
 STATUS SUPPORT
 ADDITIONS
 STIFFNESS ANALYSIS REACTIONS
 LIST REACTIONS STRESSES ALL
 CHANGES
 JOINT -
 1 -
 12 -
 23 -
 34 -
 45 -
 56 -
 67 -
 78 -
 89 -
 100 -
 111 -
 122 -
 133 -
 144 -
 155 -
 166 -
 177 -
 188 -
 199 -
 210 -
 221 -
 232 -
 243 -
 254 -
 265 -
 276 -
 287 -
 298 -
 309 -
 320 -
 STATUS SUPPORT
 JOINT -
 331 -
 STATUS SUPPORT
 ADDITIONS

DATA SET A118111.SOURCE

MEMBER STRGEN

STIFFNESS ANALYSIS REACTIONS
LIST REACTIONS STRESSES ALL
CHANGES

JOINT -
1 -
12 -
23 -
34 -
45 -
56 -
67 -
78 -
89 -
100 -
111 -
122 -
133 -
144 -
155 -
166 -
177 -
188 -
199 -
210 -
221 -
232 -
243 -
254 -
265 -
276 -
287 -
298 -
309 -
320 -

STATUS SUPPORT

JOINT -
331 -
342 -
353 -

STATUS SUPPORT

ADDITIONS
STIFFNESS ANALYSIS REACTIONS
LIST REACTIONS STRESSES ALL
CHANGES

JOINT -
1 -
12 -
23 -
34 -
45 -
56 -
67 -
78 -
89 -
100 -

FRII

DATA SET A118111.SOURCE

MEMBER STRGEN

111 -
122 -
133 -
144 -
155 -
166 -
177 -
188 -
199 -
210 -
221 -
232 -
243 -
254 -
265 -
276 -
287 -
298 -
309 -
320 -

STATUS SUPPORT

JOINT -
331 -
342 -
353 -
364 -
375 -

STATUS SUPPORT

ADDITIONS
STIFFNESS ANALYSIS REACTIONS
LIST REACTIONS STRESSES ALL
CHANGES

JOINT -
1 -
12 -
23 -
34 -
45 -
56 -
67 -
78 -
89 -
100 -
111 -
122 -
133 -
144 -
155 -
166 -
177 -
188 -
199 -
210 -
221 -
232 -

FRII

DATA SET A118111.SOURCE

MEMBER STRGN

243 -
254 -
265 -
276 -
287 -
298 -
309 -
320 -
STATUS SUPPORT
JOINT -
331 -
342 -
353 -
364 -
375 -
386 -
397 -
STATUS SUPPORT
ADDITIONS
STIFFNESS ANALYSIS REACTIONS
LIST REACTIONS STRESSES ALL
CHANGES
JOINT -
1 -
12 -
23 -
34 -
45 -
56 -
67 -
78 -
89 -
100 -
111 -
122 -
133 -
144 -
155 -
166 -
177 -
188 -
199 -
210 -
221 -
232 -
243 -
254 -
265 -
276 -
287 -
298 -
309 -
320 -
STATUS SUPPORT
JOINT -

FRII DATA SET A118111.SOURCE

MEMBER STRGN

331 -
342 -
353 -
364 -
375 -
386 -
397 -
408 -
419 -
STATUS SUPPORT
ADDITIONS
STIFFNESS ANALYSIS REACTIONS
LIST REACTIONS STRESSES ALL
CHANGES
JOINT -
1 -
12 -
23 -
34 -
45 -
56 -
67 -
78 -
89 -
100 -
111 -
122 -
133 -
144 -
155 -
166 -
177 -
188 -
199 -
210 -
221 -
232 -
243 -
254 -
265 -
276 -
287 -
298 -
309 -
320 -
STATUS SUPPORT
JOINT -
331 -
342 -
353 -
364 -
375 -
386 -
397 -
408 -

FRII

MEMBER STEGEN

Department of Structural Engineering
Technical University of Denmark, DK-2800 LyngbySERIE R
(Tidligere: Rapporter)419 -
430 -
441 -
STATUS SUPPORT
ADDITIONS
STIFFNESS ANALYSIS REACTIONS
LIST REACTIONS STRESSES ALL
FINISH

- R 152. THIEL, METTE: Dynamic Interaction between Soil and Foundation. 1982.
- R 153. THIEL, METTE: Soil-Pile Interaction in Horizontal Vibration. 1982.
- R 154. RIBERHOLT, H. og PER GOLTERMANN: Sømmede træbjælker. 1982.
- R 155. JENSEN, JENS HENNING: Forkammede armeringsstængers forankring, specielt ved vederlag. 1. del. 1982.
- R 156. JENSEN, JENS HENNING: Forkammede armeringsstængers forankring, specielt ved vederlag. 2. del. Appendix A til F. 1982.
- R 157. ARPE, ROBERT and CLAES DYRBYE: Elasto-Plastic Response to Stochastic Earthquakes. 1983.
- R 158. WALD, FRANTISEK: Non-Linear Analysis of Steel Frames (with Special Consideration of Deflection). 1983.
- R 159. BRÆSTRUP, MIKAEL W.: Ten Lectures on Concrete Plasticity. Course given in Nanjing, China, October 1982. 1983.
- R 160. FEDDERSEN, BENT og M.P. NIELSEN: Opbøjet spændarmering som forskydningsarmering. 1983.
- R 161. KRAGERUP, JAN: Buckling of Rectangular Unstiffened Steel Plates in Compression. 1984.
- R 162. FEDDERSEN, BENT og M.P. NIELSEN: Revneteorier for enaksede spændingstilstande. 1983.
- R 163. FEDDERSEN, B. og M.P. NIELSEN: Revneteorier for biaksiale spændingstilstande. 1983.
- R 164. GIMSING, NIELS J.: Preliminary Design and Optimization of Cable Systems for Bridges. 1983.
- R 165. Resuméoversigt 1982. Summaries of Papers 1982. 1983.
- R 166. NITTEGAARD-NIELSEN, PETER, JOHN FORBES OLESEN og HILMER RIBERHOLT: Elementmetodeberegning af skiveafstivede lamelkonstruktioner. 1983.
- R 167. RIBERHOLT, HILMER og PETER SPØER: Indlimede bolte til indfæstning af vingerne på Nibemølle-B. 1983.
- R 168. GIMSING, NIELS J. and ANDERS BORREGAARD SØRENSEN: Investigations into the Possibilities of Constructing Bridges with a Free Span of 3000 m. 1983.
- R 169. NIELSEN, LEIF OTTO: Randelementmetoden til 3-dimensional spændingsanalyse. 1983.
- R 170. NIELSEN, JOHN SANDER: A Theoretical and Experimental Study of Concrete Beams - Especially Over-Reinforced Beams - Subjected to Torsion. Part I. Theory. 1983.
- R 171. NIELSEN, JOHN SANDER: A Theoretical and Experimental Study of Concrete Beams - Especially Over-Reinforced Beams - Subjected to Torsion. Part II. Experiments. 1983.
- R 172. LANGSØ, H.E. og V. ASKEGAARD: Sammenhæng mellem frostnedbrydning af jernbetonbjælker og ændring af frekvensspektrum, dæmpningsforhold og bæreevne. 1983.
- R 173. NIELSEN, M.P. og BENT FEDDERSEN: Effektivitetsfaktoren ved bøjning af jernbetonbjælker. 1983.
- R 174. FEDDERSEN, BENT og M.P. NIELSEN: Effektivitetsfaktoren ved vridning af jernbetonbjælker. 1983.
- R 175. EXNER, HANS: Plasticitetsteori for Coulomb Materialer. 1983.
- R 176. EXNER, HANS: Betonbjælkens Bøjningsbæreevne. 1983.

- R 177. AGERSKOV, H. and J. BJØRNBAK-HANSEN: Optimum Design of Corner-Supported Double-Layer Space Trusses. 1983.
- R 178. BJØRNBAK-HANSEN og H. AGERSKOV: Udmattelsesforsøg med Ortotrop Brobanepanel. 1983.
- R 179. KRISTIANSEN, NIELS ØRSKOV: Tryk- og Strømningsforhold i Siloer med Kohæsive Medier. 1984.
- R 180. NIELSEN, JOHN SANDER: The Effect of Stirrup Spacing on the Ultimate Load of Reinforced Concrete Beams Subjected to Pure Torsion. 1984.
- R 181. Afventer publicering.
- R 182. FEDDERSEN, B., U. HESS, H. EXNER og M.P. NIELSEN: Genemlokning af Huldækelementer. 1984.
- R 183. BJERAGER, PETER: Reliability Analysis of Structural Systems. 1984.
- R 184. HESS, UWE: Plasticitetsteoretisk analyse af forankring og stød af forkommet armering i beton. 1984.
- R 185. NITTEGAARD-NIELSEN, PETER: Elementmetodebaserede beregningsmodeller for dæmpede konstruktionssvingninger. 1984.
- R 186. DAMKILDE, LARS: Beregning af plader af elastisk-plastisk materiale ved hjælp af elementmetoden. 1984.
- R 187. DAMKILDE, LARS: Stability of Plates of Elastic-plastic Material. 1984.
- R 188. NITTEGAARD-NIELSEN, PETER: Elementmetodebaseret beregningsmodel for dæmpede svingninger i 3-fase kontinuum: matrixmateriale - væske - luft. 1984.
- R 189. Resumeoversigt 1983 - Summaries of Papers 1983. 1984.
- R 190. JULIUS SOLNES: Vibration of Suspension Bridges under Earthquake Loads. 1984.
- R 191. MUNCH-ANDERSEN og V. ASKEGAARD: Results from Tests with Normal and Shear Strees Cells in Medium-Scale Model Silo. 1984.
- R 192. DITLEVSEN, OVE: Probabilistic Thinking: An Imperative in Engineering Modelling. 1984.
- R 193. STANG, HENRIK: En Kompositmateriale teori og dens Anvendelse til Beskrivelse af Trækpåvirkede Cementkompositter. 1984.
- R 194. ARPE, ROBERT: Broers Dynamiske Respons på Trafiklast. Del 1. Teori. 1984.
- R 195. ARPE, ROBERT: Broers Dynamiske Respons på Trafiklast. Del 2. Modelforsøg. 1984.
- R 196. GERSTOFT, PETER: Simplified Methods for Dynamic Analysis of a Guyed Mast. 1984.
- R 197. DYRBYE, C.: Simulation of Earthquake Ground Motion on a Microcomputer. 1985.
- R 198. ABK Informationsdag 1985.
- R 199. RASMUSSEN, KIM: Elastic-Plastic Buckling of Long Plates in Compression. 1985.
- R 200. STANG, HENRIK: Dimensionering af limede konstruktive samlinger: En litteraturoversigt. 1985.
- R 201. Resumeoversigt 1984 - Summaries of Papers 1984. 1985.
- R 202. GIMSING, N.J.: Means of Improving the Deformational Characteristics of Cable Supported Bridges. 1985.
- R 203. SOBCZYK, KAZIMIERZ: Stochastic Differential Equations for Applications. 1985.
- R 204. STANG, HENRIK: The Fibre Pull-out Problem; An Analytical Investigation. 1985.
- R 205. STANG, HENRIK: The Fibre Pull-out Problem; An Experimental Investigation. 1985.

Abonnement 1.7.1984 - 30.6.1985 kr. 130,-.
 Subscription rate 1.7.1984 - 30.6.1985 D.Kr. 130.-.

Hvis De ikke allerede modtager Afdelingens resumeoversigt ved udgivelsen, kan Afdelingen tilbyde at tilsende næste års resumeoversigt, når den udgives, dersom De udfylder og returnerer nedenstående kupon.

Returneres til
 Afdelingen for Bærende Konstruktioner
 Danmarks tekniske Højskole
 Bygning 118
 2800 Lyngby

Fremtidig tilsendelse af resumeoversigter udbedes af (bedes udfyldt med blokbogstaver):

Stilling og navn:
 Adresse:
 Postnr. og -distrikt:

The Department has pleasure in offering to send you a next year's list of summaries, free of charge. If you do not already receive it upon publication, kindly complete and return the coupon below.

To be returned to:
 Department of Structural Engineering
 Technical University of Denmark
 Building 118
 DK-2800 Lyngby, Denmark.

The undersigned wishes to receive the Department's List of Summaries:

(Please complete in block letters)

Title and name
 Address.....
 Postal No. and district.....
 Country.....