

Glas i klimaskærmen



– en udredning

SBI-MEDDELELSE 107 · STATENS BYGGEFORSKNINGSINSTITUT 1995

Glas i klimaskærmen

– en udredning

JØRGEN MUNCH-ANDERSEN
JENS CHR. ELLUM



SBI-meddelelser er foreløbige rapporteringer og beretninger om forundersøgelser, konferencer, symposier mv.

SBI-publikationer udgives i følgende serier: Anvisninger, Rapporter, Meddelelser, Byplanlægning og Beton. Publikationerne fås gennem boghandelen eller ved at tegne et SBI-abonnement. Institutets årsberetning, publikationskatalog og publiceringsdiskette er gratis og kan rekvireres fra SBI.

SBI-abonnement er en rabatordning med mange fordele for dem, der vil sikre sig løbende orientering om væsentlige udgivelser inden for byggeforskningsområdet. Ring til SBI og hør nærmere.

ISBN 87-563-0888-4.

ISSN 0107-4180.

Pris: Kr. 112,50 inkl. 25 pct. moms.

Oplag: 400.

Tekstbehandling: Gunilla Salstrup og Inge Thoudahl Lundqvist.

Tryk: SBI, Hørsholm.

Statens Byggeforskningsinstitut:

Postboks 119, 2970 Hørsholm.

Telefon 42 86 55 33.

Eftertryk i uddrag tilladt, men kun med kildeangivelsen:

SBI-meddelelse 107: Glas i klimaskærmen – en udredning. 1995.

Indhold

Forord	4
1. Indledning	5
2. Materialeegenskaber	8
Styrke og skadeophobning	8
Bestemmelse af styrkeparametre	12
Andre materialeegenskaber	14
3. Beregning af spændinger og deformationer	16
4. Laster og lastkombinationer	20
Naturlaster	21
5. Beregning af glaspladers svigtsandsynlighed	25
6. Fastlæggelse af dimensioneringsregler	28
Kalibreringsprocedure	29
Partiel kalibrering	31
7. Samvirkende glaslag	33
8. Termiske spændinger	38
9. Andre sikkerhedsaspekter	42
10. Sammenfatning	45
Anneks. Forsøg med glasplader	47
Summary	49
Litteratur	51

Forord

De energimæssige fordele ved udnyttelse af glas i klimaskærmen, fx i glasoverdækninger og solvægge, har gjort de sikkerhedsmæssige problemer ved brug af glas aktuelle.

Der er fra forskeres, projekterendes og myndigheders side uklarhed om hvilke sikkerhedsmæssige krav, der skal stilles til glas i klimaskærmen. Denne uklarhed betyder, at glassets styrke ikke udnyttes optimalt, samtidig med at leverandørerne også konkurrerer på sikkerheden.

Efter en række forespørgsler fra projekterende nedsattes i 1991 et arbejdsudvalg vedrørende glastage, S410/A11 under Dansk Standard's Standardiseringsudvalg vedrørende Sikkerhed og Last. Dette udvalg har udarbejdet en dimensioneringsvejledning for glastage baseret på gældende praksis. Det blev dog samtidig klart, at praksis er utilfredsstillende på en lang række punkter, og at der er behov for etablering af et velunderbygget dimensioneringsgrundlag.

På denne baggrund har SBI indsamlet og vurderet de eksisterende forskningsresultater. I nærværende meddelelse redegøres herfor, og der peges på en række tiltag, der vil kunne føre frem til et rationelt dimensioneringsgrundlag for glas i klimaskærmen.

Arbejdet er gennemført i en projektgruppe med deltagelse af tre af medlemmerne af det tidligere omtalte DS-udvalg (markeret med *). Projektgruppen bestod af

Civilingeniør, HD Max Karlsson*, Rambøll, Hanneman og Højlund A/S.

Lektor, lic.techn. Egil Borchersen*, Danmarks Tekniske Universitet, Institut for Husbygning.

Ingeniør Carl Axel Lorentzen*, Pilkington Floatglas A/S.

Civilingeniør Susanne Dyrbøl, Pilkington Floatglas A/S.

Teknisk chef Morten Egemar, Scanglas A/S.

Civilingeniør, lic.techn. Jørgen Munch-Andersen, Statens Byggeforskningsinstitut (projektleder).

Civilingeniør Jens Chr. Ellum, Statens Byggeforskningsinstitut.

Max Karlsson har bidraget specielt ved udarbejdelsen af kapitel 6, Egil Borchersen ved kapitel 8 og Carl Axel Lorentzen og Susanne Dyrbøl ved kapitel 9.

Arbejdet er gennemført med støtte fra EFP, Energistyrelsens Energiforskningsprogram, tilsagn nr. 1312/93-0023.

STATENS BYGGEFORSKNINGSINSTITUT

Afdelingen for Materialer og Konstruktioner, marts 1995

Georg Christensen

1. Indledning

Glas bruges i stadig større omfang i bygningers klimaskærm, ikke bare som vinduer, men også som glasoverdækninger og solvægge. Dette er en følge af ønsket om bedre udnyttelse af energien i solindfaldet.

Dimensioneringen af glas er imidlertid baseret på et usikkert og empirisk grundlag, hvilket dels betyder at nye anvendelser vanskeliggøres, da videngrundlaget mangler, dels at forskellige glasleverandører bruger forskellige retningslinier i forbindelse med deres rådgivning af kunder i samme spørgsmål. Dette kan føre til ret forskellige dimensioner for en given opgave, selv for almindelige vinduer, hvor erfaringsgrundlaget er meget stort.

Som eksempel kan nævnes, at to amerikanske glasproducenters vejledninger, udgivet i henholdsvis 1979 og 1980, angiver bæreevner overfor vindlast på henholdsvis 2,4 kPa og 1,31 kPa for en rude med tykkelsen 5 mm og sidelængderne $0,83 \text{ m} \times 1,67 \text{ m} = 1,39 \text{ m}^2$ (Simiu & Hendrickson, 1987a).

Disse problemer øges selvsagt, når der er tale om glasoverdækninger, der udover af vindlast også påvirkes af snelast og egenlast, idet erfaringsgrundlaget vedrørende større glasfelter i glasoverdækninger er beskedent.

Netop problemet med dimensionering af glasoverdækninger førte til, at der under Dansk Standards permanente normudvalg for last og sikkerhed i 1991 blev nedsat en arbejdsgruppe vedrørende dimensionering af glastage. Resultatet af dette arbejde er publikationen Rapport vedrørende glastage (1995). Publikationen indeholder et sæt retningslinier for dimensionering af glas overfor vind-, sne- og egenlast, baseret især på den skandinaviske tradition.

Bæreevnen af den ovenfor nævnte rude på $1,39 \text{ m}^2$ vil ifølge normpublikationen være 1,8 kPa. Da vindlasten i Danmark påføres partialkoefficienten 1,3 bør man ved sammenligning med de amerikanske bæreevner nok benytte $1,8 \text{ kPa}/1,3 = 1,4 \text{ kPa}$, altså tæt på den mest konservative amerikanske bæreevne.

Arbejdet i arbejdsgruppen gjorde det imidlertid klart, at der ikke eksisterer noget anerkendt, teoretisk funderet dimensioneringsgrundlag for glas, hvilket er baggrunden for nærværende undersøgelse. Dertil kommer, at der i dag næsten udelukkende anvendes floatglas i stedet for som tidligere maskinglas, således at erfaringsgrundlaget er opbygget for en anden type glas end den nu anvendte. Selvom den kemiske sammensætning af de to glastyper er ens, kan de forskellige fremstillingsmetoder betyde, at de styrkemæssige forhold er forskellige.

Udover vind-, sne- og egenlast spiller termiske påvirkninger en stor rolle ved dimensioneringen af glas. De termiske påvirkninger skyldes uens opvarmning af glasset, først og fremmest fordi dele af glasfladen er udsat for solstråling, mens andre dele ligger i skygge, enten fra vægdele der stikker frem foran glassets plan eller blot vinduesrammens fals til glasset. Disse problemer forstærkes i fx solvægge og solfangere, hvor der ikke er et rum med nogenlunde konstant temperatur på den ene side af glasset, der kan køle og udjævne temperaturforskelle.

Nedenfor beskrives kort principperne og betingelserne for at dimensionere en glasinddækning rationelt. De behandles mere indgående i de følgende kapitler.

Dimensioneringen af en konstruktion vil typisk omfatte følgende punkter:

1. Fastsættelse af lasterne (for glas typisk sne-, vind- og egenlast).
2. Beregning af lastvirkninger (spændinger) i konstruktionen.
3. Fastsættelse af materialeegenskaber, herunder styrketal.
4. Kontrol af sikkerhedsniveau, dvs at de regningsmæssige lastvirkninger er mindre end de regningsmæssige styrketal.

For næsten alle gængse konstruktionsmaterialer er de nødvendige egenskaber (pkt. 3) velbeskrevne i såvel normer som litteraturen, ligesom normernes lastangivelser (pkt. 1) umiddelbart kan anvendes. Beregningen af spændingerne (pkt. 2) kan involvere problemer for mange konstruktioner. Kontrol af sikkerhedsniveauet (pkt. 4) kan sædvanligvis ske ved brug af normregler.

For glas giver alle fire punkter vanskeligheder, der kan henføres til dets særlige materialeegenskaber. Disse særlige egenskaber er:

- a. Styrken aftager over tiden som funktion af lastens størrelse og varighed.
- b. Styrken varierer meget fra punkt til punkt.
- c. Glas kan tåle meget store udbøjninger.

Sidstnævnte er ikke noget reelt problem, da der eksisterer veldokumenterede metoder til beregning af plader med store udbøjninger, metoder der også gælder for glasplader. Punktet nævnes blandt problemerne, fordi det har været genstand for et stort antal forskningsprojekter, måske foranlediget af at man på et tidligt tidspunkt har sammenlignet forsøgsresultater med beregninger, hvor randbetingelserne (understøtningsforholdene) ikke har været valgt korrekt og derfor ikke gav overensstemmende resultater.

Vedrørende styrkens aftagen over tiden eksisterer der en teori, der synes alment anerkendt, men der er stor usikkerhed vedrørende fastsættelsen af nogle af de indgående parametre. Teorien modellerer, at styrken aftager som funktion af lastens varighed og -især- størrelse. Dette betyder, at lasten i princippet må være kendt som funktion af tiden, især de store værdier af lasten og disses varighed har betydning. Det betyder blandt andet, at de normgivne laster ikke umiddelbart kan bruges til at vurdere, hvor meget styrken er aftaget.

Den meget store spredning på styrken fra det ene punkt til det andet, nævnt som pkt. b, betyder at der også kan blive stor forskel på styrken af glasplader med ens dimensioner. Det skyldes, at store spændinger fra en given last kun optræder i en mindre del af pladen. Styrken afhænger altså af, hvor gunstig eller ugunstig en kombination af lokal styrke og spænding, der forekommer i den aktuelle glasplade. Sandsynligheden for en særlig ugunstig kombination vokser med glaspladens størrelse, således at store plader er forholdsvis svagere end mindre. Dette kaldes størrelseseffekt.

Resultater fra forsøg til bestemmelse af styrkeparametre er følgelig også vanskelige at tolke korrekt, idet disse også påvirkes af spændinger-nes fordeling over prøveemnet og prøveemnets størrelse. Der er dog udviklet prøvningsmetoder, der reducerer nogle af disse problemer, men prøvningsmetoderne er endnu ikke anvendt i tilstrækkeligt stort omfang til, at problemerne kan anses for løst. Den store spredning vil også nødvendiggøre et stort antal forsøg, for at styrkeparametrene kan bestemmes tilfredsstillende.

For at kunne beregne svigtsandsynligheden, skal den relevante viden om laster og styrkeparametre omsættes til passende sandsynlighedsfordelinger. Disse fordelinger skal bruges i en model for beregning af svigtsandsynligheden. Vurderingen af, om sikkerhedsniveauet er tilstrækkeligt, må træffes på grundlag af dels beregning af sikkerhedsniveauet for gældende praksis for dimensionering af glas, dels det niveau, der tilstræbes i andre - sammenlignelige - sammenhænge.

Betingelserne for at glas i klimaskærmen kan dimensioneres rationelt er altså at:

- I. styrkeparametrene kan bestemmes.
- II. en relevant beskrivelse af lasterne kan fremskaffes.
- III. det ønskede sikkerhedsniveau kan defineres.

Det er således i princippet kendt, hvorledes rationelle dimensioneringskriterier kan opstilles. Der mangler imidlertid en del viden før dette kan gøres, og selvom den nødvendige viden var tilstede, vil den opstillede metode til dimensionering være alt for kompliceret til praktisk brug. Der må derfor opstilles simple formler til kontrol af sikkerhedsniveauet, der ligner sædvanlige dimensioneringsformler.

Som nævnt kan kontrol af sikkerhedsniveauet ved dimensionering af glas ikke foretages ved brug af de almindelige, normfastsatte partialkoefficienter. Dette skyldes, at lastvirkninger og styrkeegenskaber er væsentligt forskellige fra hvad, der gælder for sædvanlige konstruktionsmaterialer. Det er derfor nødvendigt at fastlægge særlige partialkoefficienter til brug ved dimensioneringen af glas. Disse partialkoefficienter må fastlægges ved brug af den ovenfor skitserede metode, således at svigtsandsynligheden ved brug af den forenkede metode for almindeligt forekommende tilfælde ligger nær resultaterne af den komplicerede metode.

2. Materialeegenskaber

Glas har altid et stort antal mikrorevner i overfladen, og brud starter ved, at en revne udsættes for et så stort træk vinkelret på sin retning, at den begynder at løbe. Bruddet kan også starte fra kanten af glasset - ligeledes fra en revne. Uden disse revner er glas meget stærkt, et forhold der udnyttes i fx glasfibre.

Ved afkølingen af almindeligt planglas under fremstillingen opstår der egenspændinger, der giver tryk i overfladen og træk i det indre af glasset. Af hensyn til den senere udskæring søges disse egenspændinger minimeret, men egenspændingerne betyder, at der er et tryk over revnerne i overfladen, når glasset er ubelastet, således at revnerne holdes lukkede. I hærdet glas øges disse egenspændinger betydeligt, hvilket sikrer tryk over revnerne for langt højere laster end i almindeligt glas og dermed også højere styrke. Egenspændingerne i overfladen af floatglas er ca. 8 MPa, mens de i hærdet glas er omkring 100 MPa.

Når trækspændingerne fra den ydre last på glasset bliver større end trykegenspændingerne i overfladen, vil der starte en styrkemæssig nedbrydning af glasset i form af, at revnerne bliver større. Der sker derfor en skadeophobning, der betyder, at styrken af glasset reduceres. Dette kaldes ofte "statisk udmattelse". Det er et fænomen der kendes fra keramiske materialer generelt. Styrken af glas beskrives i litteraturen ved hjælp af teorien for keramiske materialer.

Styrke og skadeophobning

Skaden ved en given revne kan beskrives som, se fx Beason & Morgan (1984):

$$K_f = \int_0^{t_f} \sigma(t)^n dt \quad (2.1)$$

hvor $\sigma(t)$ er normalspændingen over en revne som funktion af tiden, t_f er lastens varighed, og n er en materialeparameter, der må bestemmes ved forsøg. I litteraturen ses hyppigt angivet $n = 16$. Med denne høje værdi ses at selv kortvarige høje laster, fx vindstød, kan bidrage betydeligt til skaden K_f .

K_f bør principielt beregnes på basis af en korrigeret spænding, der er spændingen hidrørende fra den ydre last reduceret med den omtalte trykegenspænding. I litteraturen omtales sjældent, om der er korrigeret for egenspænding, hvilket indikerer, at korrektionen almindeligvis ikke foretages.

I hærdet glas er trykegenspændingen så stor, at der må tages explicit hensyn til den. I praksis vil der næppe optræder trækspændinger over revnerne, således at styrken, ifølge teorien, forbliver uændret.

Ækvivalente spændinger

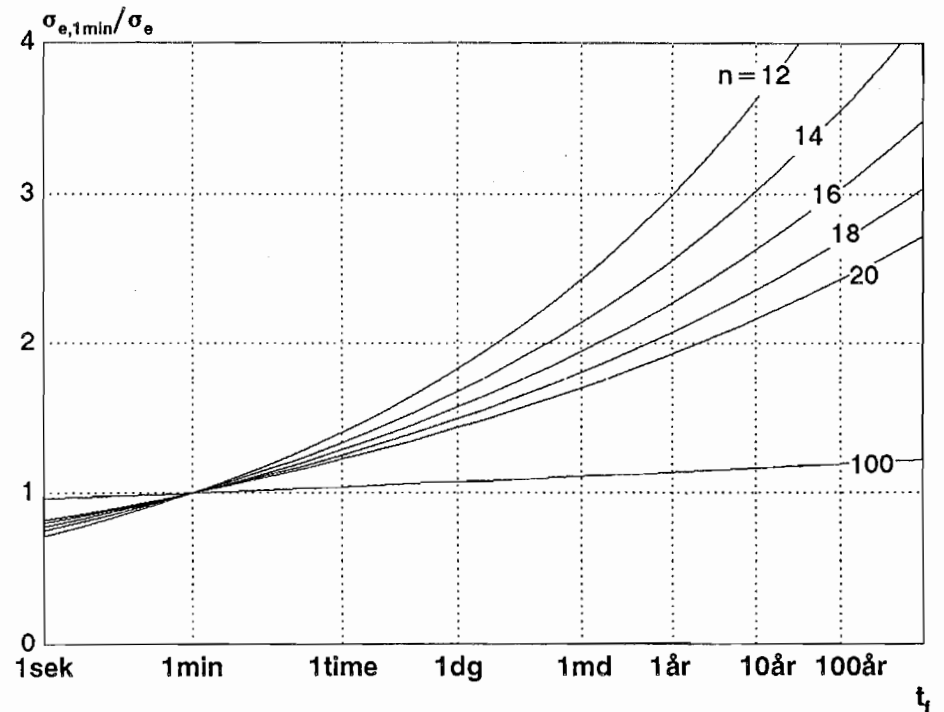
$\sigma(t)$ omregnes ofte til en ækvivalent spænding σ_e , der er den konstante spænding, der vil forårsage samme skade som $\sigma(t)$, når den virker i samme tidsrum:

$$\sigma_e = \left(\frac{1}{t_f} \int_0^{t_f} \sigma(t)^n dt \right)^{1/n} = \left(\frac{K_f}{t_f} \right)^{1/n} \quad (2.2)$$

Yderligere bruger man hyppigt en ækvivalent 1 min spænding $\sigma_{e,1min}$, der påført i 1 min giver samme skade som $\sigma(t)$ eller σ_e i tidsrummet t_f :

$$\sigma_{e,1min} = \left(\frac{1}{1min} \int_0^{t_f} \sigma(t)^n dt \right)^{1/n} = \sigma_e \left(\frac{t_f}{1min} \right)^{1/n} = \left(\frac{K_f}{1min} \right)^{1/n} \quad (2.3)$$

En konstant spænding σ , der virker i 10 år, giver, når $n = 16$, idet $(10 \text{ år}/1 \text{ min})^{1/16} = 2,63$, samme skade som $2,63\sigma$ påført i 1 min. Afhængigheden af n og t_f illustreres af figur 2.1.



Figur 2.1. Indflydelsen af eksponenten n og tiden t_f på den ækvivalente spænding $\sigma_{e,1min}/\sigma_e = (t_f/1min)^{1/n}$.

Det skal understreges, at de nævnte formler forudsætter, at $\sigma(t)$ er spændingen fra den samlede last, altså typisk summen af egenlast og naturlaster.

I en del normer og vejledninger vedrørende dimensionering af glas optræder der en faktor 2,6, der påføres langtidslaster, før de kombineres med korttidslaster. Oprindelsen til denne faktor er ikke fundet, men ovenstående beregning antyder en mulig baggrund for den. Når langtidslaster virker samtidig med korttidslaster, vil ovenstående anvendelse af faktoren 2,6 give en overdimensionering. Lastkombinationer behandles i øvrigt i kapitel 4.

For hærdet glas ses i litteraturen undertiden værdier for n op mod 100, når der ikke korrigeres for trykegenspændingen. Af figur 2.1 ses, at for store n vil $\sigma_{e,1min}/\sigma_e$ nærme sig til 1, svarende til at lastvarigheden bliver uden betydning og $\sigma_e \approx \sigma_{max}$. Samme resultat vil fås med en mindre værdi af n , når der samtidig korrigeres for trykegenspændingen.

Styrkeparametre

Et simpelt mål for styrken af glas er 1 min styrken, s_{1min} , der angiver den spænding, der vil forårsage brud efter 1 min. Denne styrke kan direkte sammenholdes med den ækvivalente 1 min spænding, $\sigma_{e,1min}$, således at brud sker, hvis $s_{1min} < \sigma_{e,1min}$ ved blot én af glaspladens revner. Disse to størrelser kan betragtes som traditionelle styrke- og lastparametre, for hvilke der kan bestemmes fordelingsfunktioner.

Man kan også bestemme reststyrken $s(t_f)$ ved en revne efter påvirkningen af $\sigma(t)$ i perioden t_f . Den kan ifølge fx Simiu et al. (1984) beskrives ved:

$$s(t_f) = \left(s_i^{n-2} - \frac{K_f}{B} \right)^{\frac{1}{n-2}} \quad (2.4)$$

hvor $s_i = s(0)$ kaldes initialstyrken, og B er en materialeparameter.

I denne formulering sker brud, når normalspændingen over en revne, $\sigma(t)$ bliver større end reststyrken af revnen, $s(t)$.

Initialstyrken, s_i , afhænger af B , men parameteren har ringe indflydelse på reststyrken, når blot B sættes til samme værdi ved bestemmelsen af s_i fra forsøgsdata og ved bestemmelsen af reststyrken (Simiu et al. 1984).

Statistisk fordeling af styrken

Styrken af især skøre materialer, herunder glas, beskrives ofte ved hjælp af den såkaldte Weibull-fordeling. Ideen bag denne fordeling er, at styrken af fx en kæde svarer til styrken af dens svageste led. Sandsynligheden for, at styrken af ét led, S_i , er mindre end x antages at kunne skrives

$$P\{S_i < x\} = F(x) = 1 - \exp \left(- \left(\frac{x-a_1}{b_1} \right)^k \right) \quad (2.5)$$

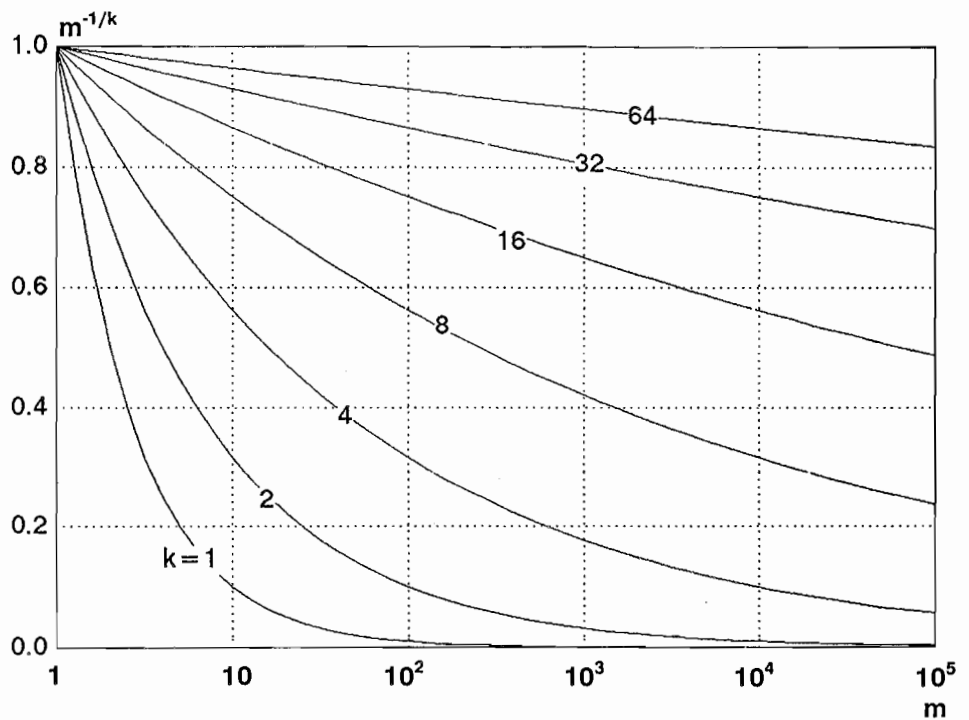
hvor a_1 , b_1 , og k er parametre, der må bestemmes af forsøgsdata. $F(x)$ betegnes fordelingsfunktionen. Sandsynligheden for, at styrken af en kæde med m led er mindre end x , altså for at styrken af det svageste led er mindre end x , kan bestemmes som

$$P\{S_{\min} < x\} = F_m(x) = 1 - (1-F(x))^m = \quad (2.6a)$$

$$1 - \exp\left(-m \left(\frac{x - a_1}{b_1}\right)^k\right) = \quad (2.6b)$$

$$= 1 - \exp\left(-\left(\frac{x - a_1}{m^{-1/k} b_1}\right)^k\right) \quad (2.6c)$$

For P mindre end ca. 0,1 gælder, at $1 - \exp(-y) \sim y$. Det ses af (2.6b), at P da er proportional med antallet af led for givet x . Af omskrivningen (2.6c) ses, at $m^{-1/k}$ udtrykker, hvor meget $x - a_1$ skal reduceres for m led i forhold til ét led, hvis overskridelsessandsynligheden skal være den samme. Figur 2.2 illustrerer indflydelsen af k .



Figur 2.2. Indflydelsen af størrelseseffekten. En kæde med $m = 10$ led kan for eksempel, hvis $k = 8$, bære ca. 75% af et led, hvis svigtsandsynligheden skal være den samme.

For glas er det overfladeareal A , der skal indgå i stedet for antallet af led, m . Parameteren b_1 må bestemmes for et vist areal A_1 , der indgår i stedet for et led af kæden. Fordelingsfunktionen for styrken x af en glasflade med arealet A og homogen spændingsfordeling (ens spænding i alle retninger og alle punkter) bliver

$$F_A(x) = 1 - \exp\left(-\left(\frac{x - a_1}{(A/A_1)^{-1/k} b_1}\right)^k\right) \quad (2.7)$$

Parameteren k , der styrer størrelseseffekten, vil for glas være 4-10. Når $a_1 > 0$ svarer det til, at brudsandsynligheden for spændingen $x \leq a$ er nul. For glas gælder, at brudsandsynligheden er forsvindende for lastfremkaldte spændinger mindre end trykegenspændingen. a_1 kan benyttes til at tage hensyn til dette. b_1 beskriver styrken. En større værdi af b_1 vil reducere overskridelsessandsynligheden.

Anvendelse af Weibull-fordelingen som i formel (2.7) forudsætter, at styrken af hvert delareal af størrelsen A_1 er uafhængig af styrken af naboarealerne og at revnernes størrelser og retninger er tilfældige. Ditlevsen (1971) påpeger, at denne forudsætning ofte er tvivlsom, men erfaringerne med anvendelse af Weibull-fordelingen, også hvor forudsætningen om uafhængighed klart ikke er opfyldt, er generelt gode, således at der ikke er grund til at søge andre fordelinger til beskrivelse af glasstyrken. Med de gjorte forudsætninger kan formel (2.7) også bruges når $A < A_1$. Dette udnyttes i kapitel 5, Beregning af svigtsandsynlighed.

Weibull-fordelingen kan bruges til beskrivelse af såvel 1 min styrken $s_{1\min}$ som initialstyrken s_i , men parametrene vil være forskellige.

Bestemmelse af styrkeparametre

Prøvningsmetoder

I EN 1288, Determination of bending strength of glass som forventes udsendt som standard i løbet af 1996, gives en række prøvningsmetoder til bestemmelse af bøjningsstyrken af glas. Standarden omfatter følgende fem dele:

1. Generel del.
2. Coaksial dobbelt ringprøvning på plane prøveemner med store prøvningsoverflader.
3. Prøvning med prøveemne understøttet af to punkter (fire punkts bøjning).
4. Prøvning af kanalformet (u-formet) glas.
5. Coaksial dobbelt ringprøvning på plane prøver med små prøvningsoverflader.

Interessant i denne sammenhæng er prøvningsmetoderne i del 2, 3 og 5, som vedrører prøvning af planglas (også valset glas, men ikke lamineret glas). Der stilles krav til de faktorer, der har indflydelse på styrken. Det drejer sig om lasthastighed, størrelsen af det belastede område, den relative luftfugtighed, tidsrummet mellem udskæring og prøvning og temperaturen under prøvningen. Endvidere skal den udførte bearbejdning, bearbejdningsrækkefølgen, overfladens tilstand samt spændingstilstanden beskrives.

Metoderne i del 2 og 5 er karakteriseret ved, at der over et cirkulært areal beliggende i det indre af prøvelegemet, fremkaldes en tilnærmet homogen spændingsfordeling. Uden for dette indre areal aftager spændingerne hurtigt. Herigennem opnås styrkeresultater uafhængige af

randeffekter. Prøvelegemerne kan være cirkulære eller kvadratiske. Metoden i del 5 kan kun bruges til kontrol pga det lille prøveareal.

Metoden i del 3 er udformet som en bøjningsprøvning af en bred bjælke. Gennem valget af en bred bjælke opnås, at trækspændingerne under prøvningen ikke vil fordele sig jævnt over tværsnittet, men mindskes i bjælkens midterste del og øges ved randene. Metoden er derfor velegnet til bestemmelse af randeffekternes indflydelse på styrken (kantbrud).

Tolkning af forsøgsresultater

Forsøg udført således, at spændingstilstanden er homogen, fx som beskrevet i det foregående afsnit, er forholdsvis simple at tolke. Når blot spændingen er kendt som funktion af tiden indtil brud, kan $s_{1\min}$ bestemmes direkte af formel (2.3), forudsat at n er kendt.

Såfremt spændingen øges lineært med tiden, kan formel (2.3) ifølge Simiu et al. (1984) omskrives til

$$s_{1\min} \propto \left(\frac{t_f / 1\text{min}}{n+1} \right)^{\frac{1}{n}} s_f \quad (2.8)$$

idet s_f er brudspændingen, og t_f er tiden til brud.

Simiu et al. (1984) har udført coaxial dobbelt ringprøvning i en opstilling med lille radius (svarende til metoden beskrevet i prEN 1288, del 5). Brudstyrken omregnes til 1 min styrke ved brug af $n=16$ og $n=19,7$. Det vises, at 1 min styrken kun afhænger ubetydeligt af, hvilken værdi af n der benyttes. Når $t_f > 2$ min er forskellen mindre end 1,5%.

Simiu et al. (1984) bestemmer også initialstyrken. Ved hjælp af maksimum likelihood estimering bestemmes de tre parametre a_1 , b_1 og k i fordelingen af initialstyrken s_i . k estimeres til ca. 1, hvilket betyder, at størrelseseffekten bliver meget voldsom. Estimatets følsomhed for valg af et større og mere troværdigt k angives ikke. Andre forfattere (Beason & Morgan (1984) og Nilsson (1993)) angiver $k \sim 6-9$ på basis af andre typer forsøg.

Coaxial dobbelt ringprøvning kan give brud udenfor det område af forsøgsemnet hvor spændingerne er størst og homogene. Resultatet er i disse tilfælde, at man ved, at styrken af det betragtede areal (svarende til A_1 i formel 2.7) er større end spændingen fra den last, der gav brud. Der er en omfangsrig litteratur vedrørende estimering af parametre i Weibull-fordelingen for dette tilfælde, såkaldte "censored samples". Simiu et al. har baseret deres estimering på Lemon (1975) og Harter & Moore (1965). En forklaring på den lave værdi af k kan være, at et meget stort antal af forsøgene i Simiu et al. giver brud udenfor det betragtede område, hvilket gør estimatet usikkert. Dertil kommer, at det er særdeles usikkert at søge at estimere en parameter, k , der beskriver en størrelseseffekt, på basis af forsøg med kun én størrelse prøvelegeme. En tilfredsstillende estimering vil kræve, at der udføres forsøg med mindst to, ret forskellige størrelser prøveemner.

Kantbrud

Brud kan også starte ved kanten af glaspladen som følge af beskadigede kanter. Sandsynligheden for kantbrud bør adderes til sandsynligheden for brud, der starter i overfladen.

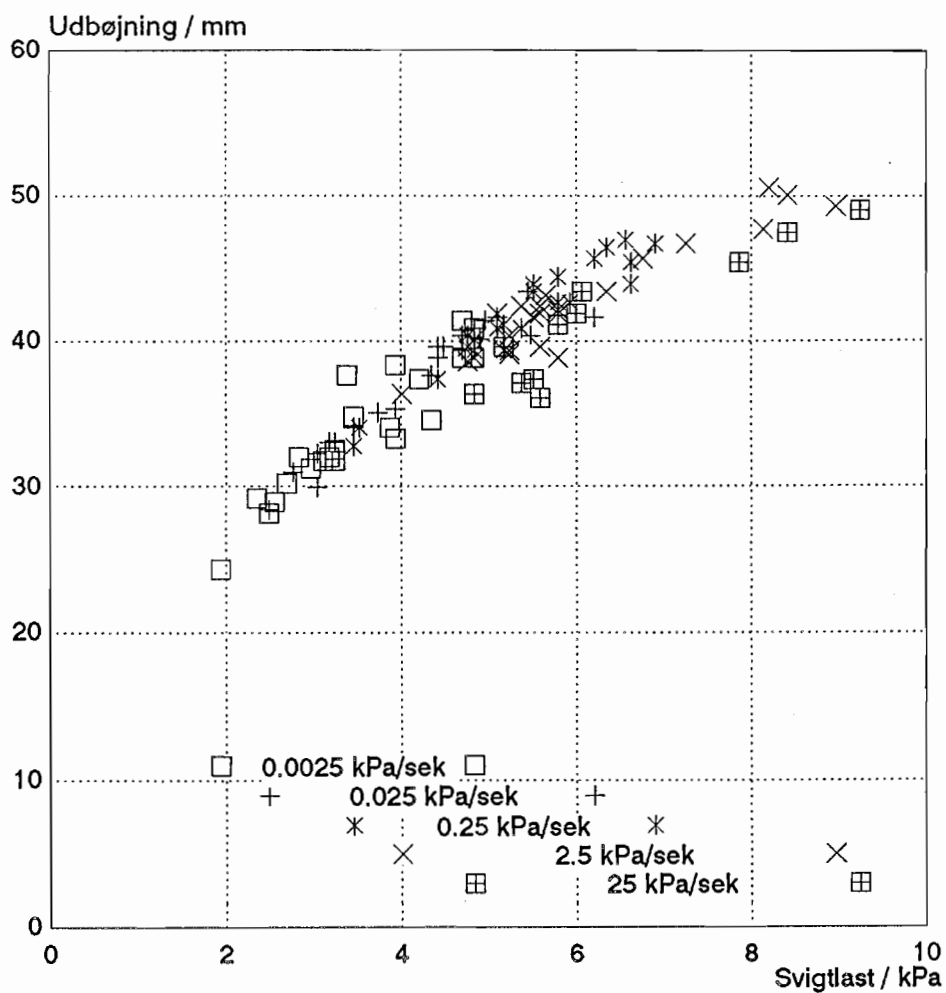
Kantstyrken vil formentlig kunne beskrives med en Weibull fordeling, hvor størrelseseffekten afhænger af kantlængden. Parameterne a_1 , b_1 og k vil være andre end for overfladen, ligesom potensen n , der bruges til bestemmelse af den akkumulerede skade, kan være en anden.

Relevante forsøg til kontrol af modeller og bestemmelser af parameter-værdierne vil være fire punkts bøjningsforsøg med glasbjælker, da sådanne bjælker næsten altid vil svigte ved kantbrud. Metoden beskrevet i pr EN 1288, del 3, er rettet mod dette problem, men igen er forsøg med to længder nødvendige for fastlæggelse af størrelseseffekten.

Andre materialeegenskaber

På trods af reststyrkens tydelige afhængighed af lastens størrelse og varighed, er deformationerne i praksis uafhængige af skadeophobningen. Dette fremgår af figur 2.3, der viser sammenhængen mellem brudlasten og maksimalnedbøjningen for ca. 100 ens glasplader, der belastes til brud med lasthastigheder, der varierer fra 0,0025 til 25 kPa/sec. Såfremt deformationerne var signifikant afhængige af skadeophobningen, skulle de forskellige lasthastigheder give punkter på hver sin kurve. Figuren illustrerer også den store spredning, der er på brudstyrken, selv for fastholdt lasthastighed.

Det kan antages, at glas er lineærelastisk til brud. Elasticitetsmodulen er ca. 70 GPa, og Poissons forhold angives i litteraturen til 0,22-0,25. Den specifikke tyngde er 25-27 kN/m³, og længdeudvidelseskoefficienten angives til $6-9 \cdot 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$.



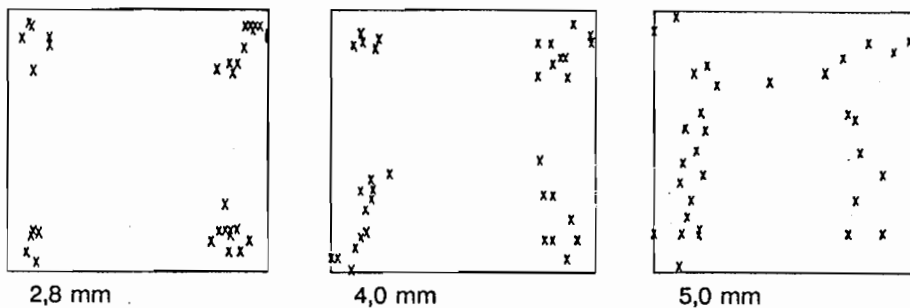
Figur 2.3. Sammenhørende værdier af brudlast og udbøjning af midtpunktet af en 6 mm tyk simpelt understøttet glasplade, 1,5 × 2,4 m. Efter Johar, (1982).

3. Beregning af spændinger og deformationer

Sammenhængen mellem last og deformation bestemmes ofte på basis af en simpel lineær pladeformel, der forudsætter, at deformationerne er direkte proportionale med lasten. Dette er en god tilnærmelse, når udbøjningen er mindre end pladetykkelsen. For glasplader af selv ret beskeden størrelse vil deformationerne ved brud være større end tykkelsen, hvilket nødvendiggør anvendelse af en mere kompliceret beregningsmodel, hvis man skal bestemme spændinger og deformationer med rimelig nøjagtighed.

Fejlen ved at bruge den simple formel er beskeden, når den bruges *både* til bestemmelse af styrketal basis af forsøg og til praktisk dimensionering, *forudsat* at forsøgsemnernes størrelse og understøtningsbetingelser er sammenlignelige med praksis. De indgående styrketal vil således ikke være generelt gældende, ligesom det ikke er éntydigt, om de er på den sikre side eller usikre side, hvis de bruges sammen med en mere præcis beregningsmodel.

En korrekt beregning af plader med store udbøjninger kræver hensyntagen til membrankræfter. De største spændinger vil ikke forekomme i midten af feltet, men optræde nærmere ved hjørnerne, jo tyndere glaspladen er. Dette illustreres af figur 3.1, der viser, hvor bruddet starter i forsøg med forskellige glastyper og glastykkelser.

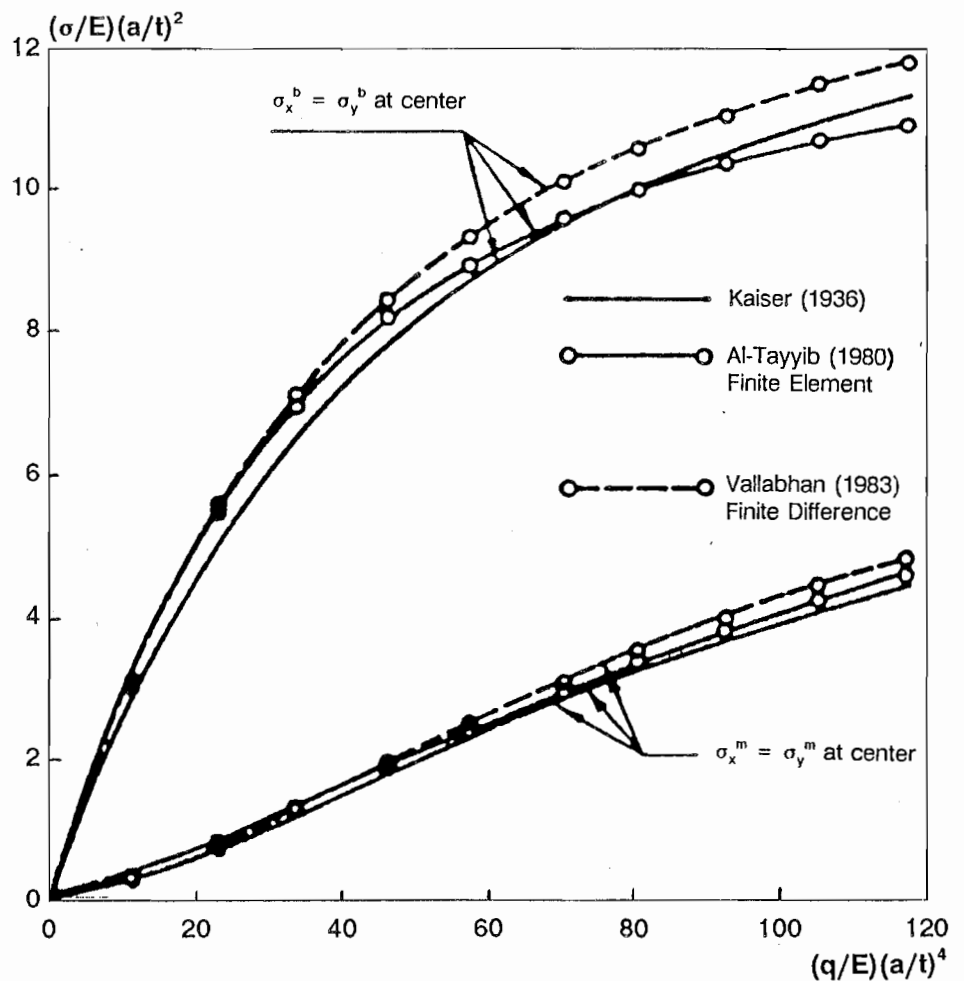


Figur 3.1. Startpunktet for brud i 1 x 1 m maskinglasplader med forskellig tykkelse. Efter Bowles & Sugarman, (1962).

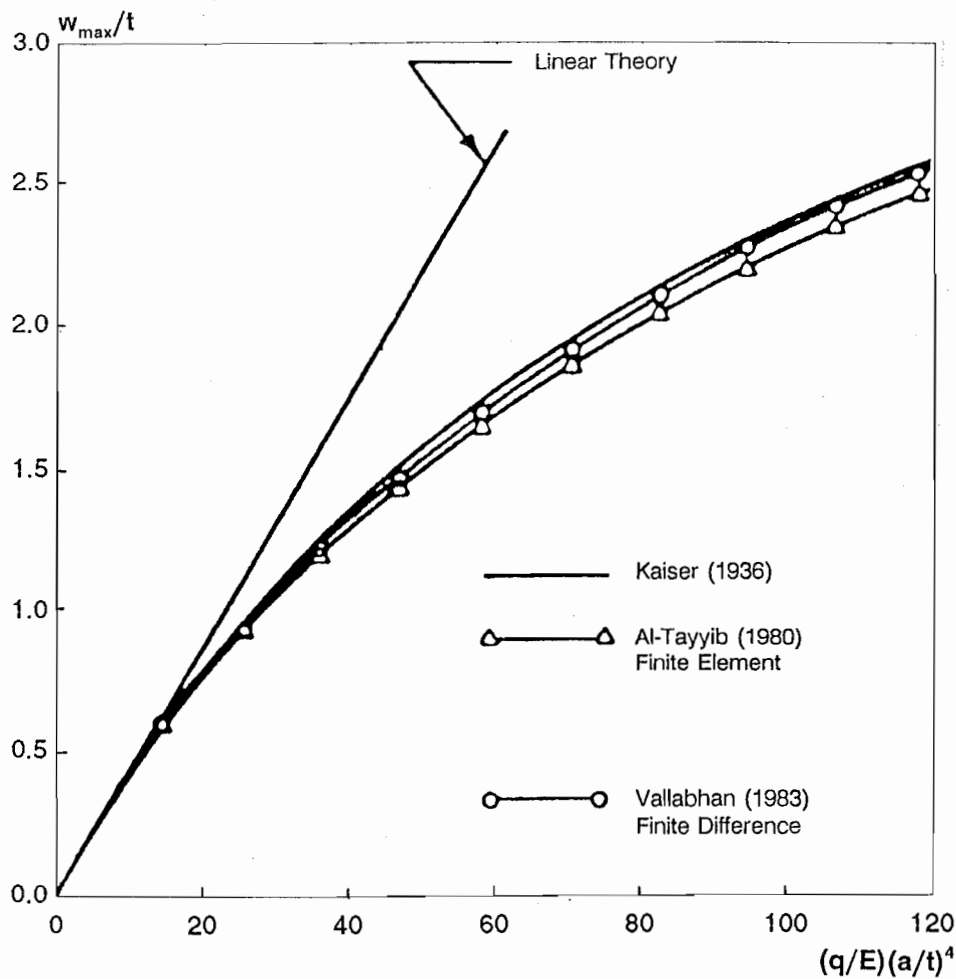
Maksimalspændingen i pladen bliver relativt mindre for store laster, men til gengæld optræder der spændinger med næsten samme størrelse som maksimalspændingen over en større del af pladens areal.

I litteraturen findes en del teoretiske løsninger for især kvadratiske plader med hensyntagen til membrankræfter. Undertiden er forsøg sammenholdt med teoretiske løsninger, der forudsætter, at pladeranden er fastholdt i pladens plan. Der eksisterer dog også løsninger hvor randen er fri i pladens plan og derfor relevante for glas, fx Kaiser (1936) og Levy (1942).

Beregninger kan naturligvis også foretages numerisk og fx Vallabhan (1983) har på basis af von Karmans ligninger udviklet en beregningsmetode, der giver god overensstemmelse med ovennævnte løsninger, og som også kan behandle ikke-kvadratiske plader. Figur 3.2 viser spændingen i midtpunktet af en plade, opdelt i bøjningsbidrag og membranbidrag, beregnet på forskellige måder. Figur 3.3 viser den tilsvarende udbøjning af midtpunktet.



Figur 3.2. Spændingen i midtpunktet af en kvadratisk plade, opdelt i bøjningsbidrag σ^b og membranbidrag σ^m , som funktion af den jævnt fordelte last q . Lasten og spændingerne er gjort dimensionsløse. a er pladens kantlængde og t er pladetykkelsen. Poissons forhold $\nu = 0,316$. Efter Vallabhan (1983).

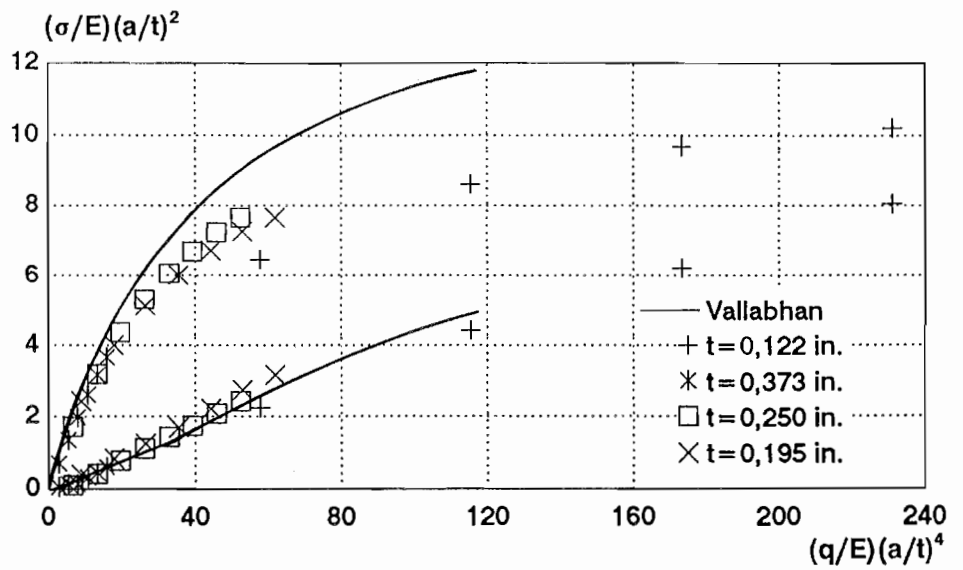


Figur 3.3. Udbøjningen w_{max} af midtpunktet af en kvadratisk plade som funktion af den jævnt fordelte last q . Lasten og spændingerne er gjort dimensionsløse. a er pladens kantlængde og t pladetykkelsen. Poissons forhold $\nu = 0,316$. Efter Vallabhan (1983).

Forsøgsresultater

Der er udført en del forsøg med glasplader med arealer på 1-4 m² og tykkelser fra 3 til 12 mm, hvor sammenhængen mellem last og deformation er bestemt. Glaspladen påføres et jævnt fordelt tryk, der øges trinvis. Som minimum registreres nedbøjningen på midten. I nogle forsøg er desuden målt nedbøjninger andre steder end på midten og/eller tøjninger i et antal punkter. Tøjningerne måles med strain gauges, men ofte måles hovedsageligt tøjninger i træksiden (undersiden), hvor spændingerne er størst. Verifikationen af beregningsmodeller lettes betydeligt når tøjningerne måles på begge sider i samme punkt, idet det så er muligt at opdele de af tøjningerne beregnede spændinger i bøjnings- og membranspændinger.

Bowles & Sugarman (1962) har målt tøjninger på begge sider af kvadratiske plader med forskellige tykkelser og fremstillet på forskellige måder. Når de deraf beregnede spændinger opdeles i bøjnings- og membranspændinger kan de afbildes dimensionsløst. Figur 3.4 viser spændingerne i midtpunktet. I figuren er tillige vist en løsning fra Vallabhan (1983) for kvadratiske plader med samme randbetingelser, dog for Poissons forhold $\nu = 0,316$ i stedet for $\nu = 0,22-0,25$, som gælder for glas, en forskel der har ringe praktisk betydning.



Figur 3.4. Målte bøjnings- og membranspændinger i midtpunktet af $1\text{ m} \times 1\text{ m}$ glasplader med forskellige tykkelser. Efter Bowles & Sugarman (1962). Til sammenligning er vist Vallabhans beregnede spændinger fra figur 3.2. Spændinger og last er gjort dimensionsløse som i figur 3.2.

Det ses af figuren, at bøjningsbidraget til spændingerne i forsøgene falder med glastykkelsen. Dette skyldes formentlig at der ikke er korri- geret for egenvægten af glasset, hvilket forskyder nulpunktet for såvel last som udbøjning. For de større glastykkelser, hvor egenvægten kun giver beskedne spændinger ses der at være god overensstemmelse mellem beregninger og forsøg. For det tyndeste glas (0,122 in. ~ 3mm) bi- drager egenvægten til den dimensionsløse bøjningsspænding med ca. 4 og til den dimensionsløse last med ca. 14. For det næsttyndeste glas (0,195 in. ~ 4,5mm) er de dimensionsløse bidrag fra egenvægten redu- ceret til ca. 1 og ca. 4. Ved at addere disse størrelser til de målte vil der være væsentlig bedre overensstemmelse mellem måleresultaterne indbyrdes.

4. Laster og lastkombinationer

Der optræder primært fire lasttyper på glasinddækninger, nemlig vindlast samt - ved skråstillede ruder - egenlast og snelast. Den fjerde lasttype er uens opvarmning af glasfladen, der giver termiske spændinger. Disse behandles i et separat afsnit.

Da glassets styrke til et givet tidspunkt afhænger af såvel varigheden som størrelsen af alle tidligere påvirkninger, er det ikke tilstrækkeligt at kende maksimalværdierne af naturlasterne, man må principielt kende lasterne som funktion af tiden i hele levetiden. Herefter kan lastbidragene adderes til $q(t)$ og spændingerne i ethvert punkt beregnes som funktion af tiden og omregnes til ækvivalente, konstante spændinger, der kan benyttes til kontrol af styrken, se kapitel 5.

Forudsat, at der er lineær sammenhæng mellem spændingerne $\sigma(t)$ og den samlede last $q(t)$, dvs. at udbøjningerne er passende små (mindre end glastykkelsen), kan man benytte ækvivalente laster. (2.2) kan da omskrives til:

$$q_e = \left(\frac{1}{t_f} \int_0^{t_f} q(t)^n dt \right)^{1/n} \quad (4.1)$$

mens (2.3) bliver til:

$$q_{e,1min} = \left(\frac{1}{1min} \int_0^{t_f} q(t)^n dt \right)^{1/n} \quad (4.2)$$

Omregningen til ækvivalent last skal ske på basis af den samlede last, da det ikke er muligt at addere ækvivalente laster (eller spændinger). Dette illustreres nedenfor.

På grund af membranvirkningen er der ikke lineær sammenhæng mellem laster og spændinger, således at store laster, fx vindstød, resulterer i forholdsmæssigt mindre spændinger end mindre laster. Det vil formentlig være på den sikre side at beregne q_e og derefter de ækvivalente spændinger σ_e som spændingerne for den ækvivalente last. Da membranvirkningen giver store spændinger over en større del af arealet, jf. kapitel 3, er det ikke entydigt på den sikre side at benytte ækvivalente laster.

Reed & Simiu (1984) har undersøgt hvor meget på den sikre side det er og konkluderet, at fejlen er mindre end 5%. Den lille fejl skyldes dog, at beregningerne er foretaget for glasplader med et areal på ca. 1,5 m² og tykkelsen 6 mm. For så relativt tykke plader bliver membranspæn-

dingerne beskedne og dermed også fejlen. Et realistisk skøn over fejlen kan først dannes når de faktiske laster er bestemt.

Da den faktiske last $q(t)$ indgår i n 'te potens ved bestemmelse af den ækvivalente last q_e , er det indlysende, at kun de største værdier af $q(t)$ har praktisk betydning, som det også fremgår af nedenstående eksempel.

Eksempel på ækvivalente 1 min laster

En rude påvirkes af den konstante last $q = q'$ i 1 min. Den ækvivalente 1 min last bliver naturligvis $q_{e,1\text{min}} = q'$. Virker q' i stedet i 60 min fås af (4.2) for $n = 16$:

$$q_{e,1\text{min}} = \left(\frac{1}{1\text{min}} [q']^{16} \cdot 60\text{min} \right)^{1/16} = 1,29q'$$

Hvis ruden påvirkes af $0,7q'$ i 59 min og q' i 1 min fås:

$$\begin{aligned} q_{e,1\text{min}} &= \left(\frac{1}{1\text{min}} [(0,7q')^{16} \cdot 59\text{min} + (q')^{16} \cdot 1\text{min}] \right)^{1/16} \\ &= ([0,20 + 1,00]^{1/16}) q' = 1,01 q' \end{aligned}$$

De $0,7q'$ i 59 min øger kun $q_{e,1\text{min}}$ med 1 % i forhold til q' i 1 min alene, mens $0,7q'$ i 59 min. alene vil give $q_{e,1\text{min}} = 0,90q'$. Dette illustrerer klart, at man ikke simpelt kan addere ækvivalente laster (eller spændinger).

Naturlaster

Formel (4.1) kan omskrives til

$$q_e^n t_f = \int_0^{t_f} q(t)^n dt \quad (4.3)$$

Naturlasterne vil i hovedparten af levetiden t_f være så små, at deres bidrag til integralet i (4.3) er forsvindende. Integralet kan derfor erstattes med en sum af integraler over de perioder, hvor lasten er stor. Hvis lasten i hver af disse perioder (af længden t_i) kan sættes til en konstant q_i kan integralet i (4.3) erstattes med en sum således at

$$q_e^n t_f = \sum_i q_i^n t_i \quad (4.4)$$

Snelast vil typisk være konstant i perioder. Stokastiske processer, der beskriver snelasten rimeligt, forventes derfor at kunne bestemmes på grundlag af meteorologiske observationer.

Vindlasten fluktuerer derimod betydeligt under en stormperiode. Anvendelse af 10 min middelvindhastigheden, som er den meteorologisk observerede størrelse, vil være på den usikre side. Antages det, at

hastigheden i blot 1% af tiden er 40% højere end 10 min middelvindhastigheden, vil dette øge den ækvivalente last med 50%. (Reduktionen fra den tid, hvor lasten er mindre, er helt forsvindende).

Den bedste bestemmelse af den faktiske vindlast på en rude i en stormperiode fås formentlig ved at måle trykfluktuationer på fladerne af huset i en vindtunnel, som derefter kombineres med middeltrykket bestemt ved de meteorologiske observationer, se fx Holmes (1985).

Davenport (1983) har beregnet, at q_i for en periode med stationære vindforhold kan sættes til ca. 0,7 gange maksimalvindtrykket i perioden. Omregningen gælder for variationskoefficienter i intervallet 0,1 - 0,5, der dækker de fleste praktisk forekommende fluktuationer omkring middelvindtrykket. Davenport angiver ikke, hvorledes maksimaltrykket skal bestemmes, men det kan formodes, at der er tale om en 3 sekunders middelværdi, i overensstemmelse med angelsaksisk tradition.

Med denne antagelse vil stormperioder kunne behandles parallelt til sneperioder, forudsat at der kan skaffes information om maksimaltrykket under storme fremfor 10 min middelværdier.

Et eksempel

Blank (1993) har for tyske forhold estimeret, hvor længe den norm-givne karakteristiske vind- og snelast skal virke for at give samme skade som de virkelige laster. Vindlasten er fastsat på basis af målte korttids vindhastigheder, og ikke faktiske tryk på ruder, som ovenfor skitseret. Blank har fundet, at skaden fra snelasten i 50 år svarer til, at den karakteristiske snelast virker i 40 dage og for vindlasten tilsvarende i 500 sekunder.

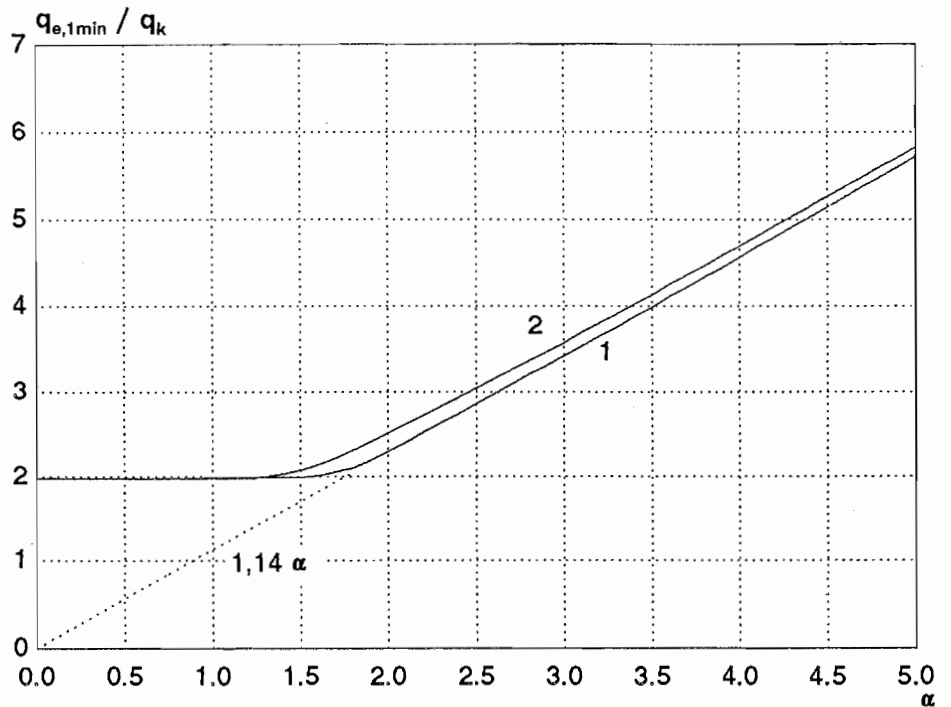
Disse virketider muliggør at skønne ækvivalente laster på basis af karakteristiske laster. Skønnene er naturligvis meget usikre og skal kun betragtes som en indikation af mulighederne.

Betragtes en skrånstillet rude i en glasoverdækning hvor den karakteristiske snelast er q_k og den karakteristiske vindlast er αq_k , kan den ækvivalente last q_e bestemmes af formel (4.4) idet $n = 16$:

$$\begin{aligned} q_e^{16} \cdot 50 \text{ år} &= q_k^{16} \cdot 40 \text{ dage} + (\alpha q_k)^{16} \cdot 500 \text{ sek} \\ \leftrightarrow q_e/q_k &= [(40 \text{ dage} + \alpha^{16} \cdot 500 \text{ sek})/50 \text{ år}]^{1/16} \end{aligned} \quad (4.5)$$

q_e kan omregnes til $q_{e,1\text{min}}$ ved at multiplicere med 2,91, se figur 2.1, eller ved at erstatte 50 år med 1 min i ovenstående formel.

Dette udtryk er optegnet i figur 4.1. Det ses, at vindlasten skal være noget større end snelasten før vindlasten bidrager til skaden og dermed til den ækvivalente last, hvorefter der sker et skift til, at snelasten ikke bidrager. Egenlasten, der normalt er lille, er formelt ignoreret i disse beregninger, men hvis den dominerende af snelasten og vindlasten øges med egenlasten, vil resultatet være meget nær det korrekte.



Figur 4.1. Ækvivalent 1 min last estimeret på basis af Blank (1993). q_k er den karakteristiske snelast og α forholdet mellem den karakteristiske vind- og snelast. Kurve 1 viser $q_{e,1min}$ når der ses bort fra at sne og vind kan virke samtidigt, mens kurve 2 viser $q_{e,1min}$ med en antaget samtidighed i vind- og snelasten.

Det fremgår af figuren, at der simpelt kan indlægges to rette liniestykker, der med særdeles god tilnærmelse beskriver $q_{e,1min}$ som funktion af de karakteristiske laster. Denne konklusion holder også selvom virketiderne for de karakteristiske laster ændres i forhold til de af Blank bestemte. Såfremt forholdet mellem virketiden for sne og vind reduceres væsentligt, vil der dog blive et større område, hvor det ikke er entydigt, om det er vind eller sne, der dominerer.

Denne beregning tager ikke hensyn til, at vind og sne kan optræde samtidig. Hvis det - helt arbitrært - antages, at skaden fra dette kan bestemmes som vindlasten plus den halve snelast i 50 sekunder pr. 50 år fås:

$$q_e/q_k = [(40 \text{ dage} + \alpha^{16} \cdot (500-50)\text{sek} + (\alpha+0,5)^{16} \cdot 50 \text{ sek})/50 \text{ år}]^{1/16} \quad (4.6)$$

Dette udtryk er, efter omregning til 1 min last, optegnet i figur 4.1. Det ses, at den samlede last fortsat kan beskrives særdeles enkelt, idet kombinationen af vind og sne blot giver en parallelforskydning af kurvens ene gren.

Det kan vises, at kombinationen af fuld snelast og reduceret vindlast ikke har praktisk betydning.

Betragtes en lodret rude, hvor den karakteristiske vindlast er q_k fås af formel (4.4)

$$q_e^{16} \cdot 50 \text{ år} = q_k^{16} \cdot 500 \text{ sek}$$

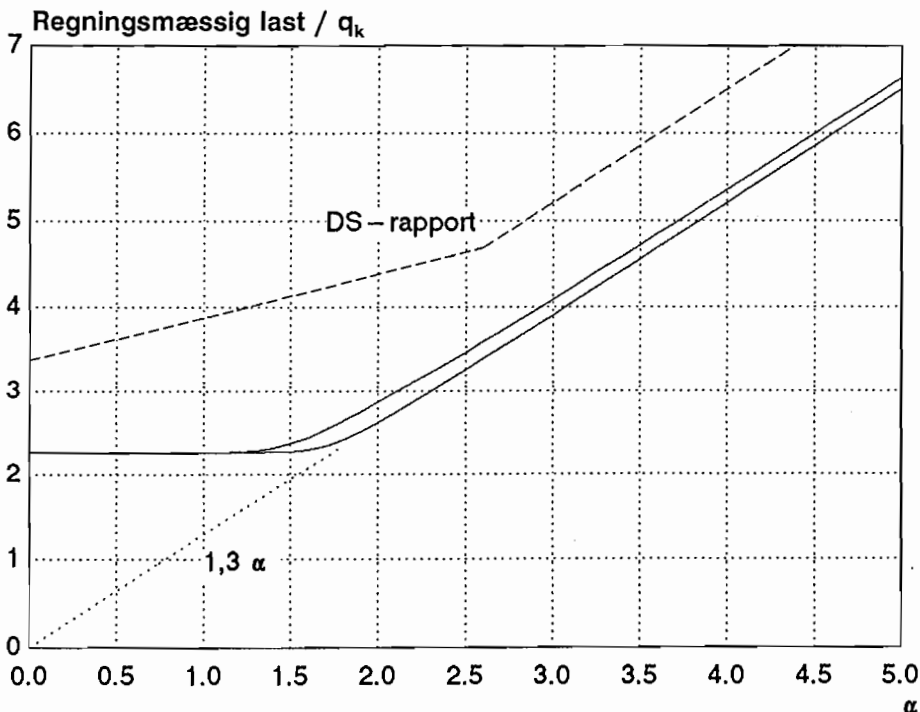
$$\Leftrightarrow q_e/q_k = (500 \text{ sek}/50 \text{ år})^{1/16} = 0,392$$

Den ækvivalente 1 min last fås igen ved at multiplicere q_e med 2,91 hvorved

$$q_{e,1\text{min}} = 2,91 q_e = 1,14 q_k$$

Hvis det postuleres, at lodrette ruder dimensioneres optimalt, da man her har et stort erfaringsgrundlag, kan man anvende forholdet mellem den regningsmæssige normlast for lodrette ruder og den beregnede $q_{e,1\text{min}}$ for vindlast alene som en faktor, der kan anvendes for at omregne $q_{e,1\text{min}}$ for en vilkårlig kombination af vind- og snelast til en regningsmæssige last. Den regningsmæssige last er $1,3 q_k$ ifølge såvel normerne som Rapport vedrørende glastage (1995). Faktoren bliver derfor $1,3/1,14 = 1,14$, således at den regningsmæssige last bliver $1,14 q_{e,1\text{min}}$.

Figur 4.2 viser kurverne fra figur 4.1, hvor $q_{e,1\text{min}}$ er multipliceret med 1,14 for at bestemme den regningsmæssige last. Samtidig er vist den regningsmæssige last beregnet i henhold til Rapport vedrørende glastage (1995). Uanset usikkerheden i ovennævnte betragtninger er det klart, at Rapport vedrørende glastage (1995) giver langt højere sikkerhed, når snelast indgår, end når vindlasten virker alene.



Figur 4.2. Regningsmæssig last for vind- og snebelastet glas jf. figur 4.1 kalibreret således, at lasten for en udelukkende vindbelastet rude bliver den samme som i Rapport vedrørende glastage (1995). Til sammenligning er vist den regningsmæssige last for en vind- og snebelastet rude bestemt efter Rapport vedrørende glastage (1995), mærket "DS-rapport".

5. Beregning af glaspladers svigt-sandsynlighed

Brud i en glasplade udsat for varierende statisk last sker, når spændingen i ét punkt overstiger reststyrken eller som omtalt i kapitel 2, når den ækvivalente 1 min spænding er større end 1 min styrken, altså $\sigma_{e,1min} > s_{1min}$ i blot én retning i ét punkt af pladen.

Brud starter med størst sandsynlighed fra en mikrorevne, som befinder sig i et område med store normalspændinger, og som er omtrent vinkelret på den største hovedspænding, men det kan starte fra en hvilken som helst revne, da disse har forskellige styrker.

Sandsynligheden for svigt af en given glasplade kan beregnes, når man har følgende til rådighed:

- Lasterne beskrevet som funktion af tiden $q(t)$.
- Værktøj til beregning af spændinger i glaspladen for givet last q , $\sigma(q; x, y, \alpha)$, hvor x, y angiver stedet på pladen og α retningen.
- Styrken af glasset, repræsenteret ved den statistiske fordeling af fx 1 min styrken, s_{1min} .

Sandsynligheden for at glaspladen *ikke* svigter kan bestemmes som produktet af sandsynlighederne for at brud *ikke* starter ved hver enkelt revne.

For hver enkelt revne kan man for kendt $q(t)$ bestemme $\sigma(t)$ for revnen ved at lade normalspændingen over revnen repræsentere ved $\sigma(x, y, \alpha)$ i nærheden af og vinkelret på revnen. Ved hjælp af fx formel (2.3) kan man herefter bestemme $\sigma_{e,1min}$ for revnen. Ved at sammenholde $\sigma_{e,1min}$ med fordelingen af s_{1min} findes svigtsandsynligheden for den betragtede revne for den givne last, $q(t)$. I praksis er det naturligvis ikke muligt at gennemføre beregningen på enkeltrevneniveau.

Beregningssteknisk må pladen opdeles i et antal områder, m , med areaerne A_i , der er tilstrækkelig små til, at spændingstilstanden er omtrent konstant, således at tilstanden i midterpunktet er repræsentativ for hele området. Da spændingerne afhænger af retningen må området yderligere opdeles i et tilstrækkeligt antal vinkelrum, l , således at revner med retninger vinkelret på hvert vinkelrum i beregningen kan antages påvirket af normalspændingen i vinkelrummets middeltretning. Af symmetri Grunde er det tilstrækkeligt at gennemløbe intervallet $[0, \pi]$. En lignende fremgangsmåde er beskrevet af Simiu et al. (1984).

Når det forudsættes, at glasstyrken er Weibull-fordelt, at parametrene for styrken af arealet A udsat for homogen spændingstilstand er kendt, og at revnerne, der bestemmer styrken, er tilfældig fordelt i retning og størrelse over intervallet $[0, \pi]$, kan fordelingsfunktionen for styrken indenfor et vinkelrum $\Delta \alpha$ bestemmes.

Revnerne med retninger vinkelret på $\Delta \alpha$ udgør $\Delta \alpha / \pi$ af det samlede antal revner. Da disse revner kan antages påvirket af samme normalspænding vil fordelingsfunktionen for styrken inden for vinkelrummet være den samme som fordelingsfunktionen for arealet $A \Delta \alpha / \pi$ udsat for homogen spændingstilstand.

Opdelingen af pladen i m områder, hver yderligere opdelt i l vinkelrum forudsætter *ikke* at områdernes arealer er lige store, eller at vinkelrummene skal være lige store. Der kan også være et forskelligt antal vinkelrum for de forskellige områder.

For overskuelighedens skyld forudsættes det i det følgende, at alle områder har samme areal og er opdelt i lige store vinkelrum. Index $i, i \in [1, m]$ refererer til områdenummeret og index $j, j \in [1, l]$ til vinkelrummet.

Bestemmelse af den ækvivalente spænding for hvert område og retning, $\sigma_{e,1min,ij}$ kræver at $\sigma_{ij}(t)$ bestemmes af den ydre last $q(t)$. Derefter kan $\sigma_{e,1min,ij}$ bestemmes ved hjælp af formel (2.3):

$$\sigma_{e,1min,ij} = \left(\frac{1}{l_{min}} \int_0^t \sigma_{ij}(t)^n dt \right)^{1/n} \quad (5.1)$$

For hvert område og hver retning kan nu bestemmes en svigtsandsynlighed p_{ij} idet fordelingen af såvel styrken s_{1min} (kapitel 2) som spændingen $\sigma_{e,1min,ij}$ (kapitel 3) er kendt (styrken har samme fordeling for alle områder og retninger). Svigtsandsynligheden for hele glaspladen kan derefter bestemmes som

$$P = 1 - \prod_{i=1}^m \prod_{j=1}^l (1 - p_{ij}) \quad (5.2)$$

Denne svigtsandsynlighed gælder imidlertid for den samlede belastningsperiode (levetid) og må ikke forveksles med den årlige svigtsandsynlighed, der normalt er grundlaget i normer. Da styrken aftager med tiden, mens lasten har samme fordeling i hele levetiden, vil den årlige svigtsandsynlighed øges med tiden. Man kan således ikke umiddelbart bestemme den årlige svigtsandsynlighed.

Man må i stedet fastsætte en levetid, som svigtsandsynligheden kan bestemmes for. For at kunne sammenligne med den normgivne årlige svigtsandsynlighed kan man vælge enten at omsætte den årlige svigtsandsynlighed til svigtsandsynligheden for hele levetiden eller, mere restriktivt, bestemme svigtsandsynligheden for det sidste år af levetiden og sammenholde den med den normgivne årlige svigtsandsynlighed.

Forenklede beregningsmetoder

I litteraturen findes også metoder, der gør det enklere at tage hensyn til, at de forskellige områder af en glasplade er udsat for forskellige spændinger, når svigtsandsynligheden skal beregnes. Metoderne forudsætter, at glasstyrken er Weibull-fordelt.

Grüters et al. (1990b) beregner en "effektiv" spænding

$$\sigma_{\text{eff}} = \left(\frac{1}{A} \int_A \sigma_1(x,y)^k \right)^{1/k} \quad (5.3)$$

hvor A er glaspladens areal, $\sigma_1(x,y)$ er den største hovedspænding i punktet x,y og k er potensparameteren i Weibull-fordelingen for styrken. σ_{eff} er den konstante enaksede spænding, der giver samme svigtsandsynlighed som den virkelige fordeling af σ . Der ses bort fra effekten af den anden hovedspænding.

Der opstilles desuden et udtryk for svigtsandsynligheden af en glasplade med konstant last på basis af en to-parameter Weibull-fordeling af styrken (dvs. parameteren $a_1 = 0$), idet der alene tages hensyn til største hovedspænding.

På basis af Grüters et al. (1990a) opstilles der, under hensyntagen til membranspændinger, sammenhænge mellem lastens størrelse, forholdet mellem sidelængderne, størrelsesparameteren k og σ_{eff} . Herved kan en tilnærmet svigtsandsynlighed bestemmes simpelt, idet σ_{eff} indsættes som konstant hovedspænding.

Beason & Morgan (1984) opstiller et udtryk, der også inddrager den mindste hovedspænding. De definerer en biaxial spændingskorrektionsfaktor

$$c = \left(\frac{2}{\pi} \int_0^{\alpha} (\cos^2\theta + \eta \sin^2\theta)^k d\theta \right)^{1/k} \quad (5.4)$$

hvor η er forholdet mellem mindste og største hovedspænding og $\alpha = \pi/2$ når også mindste hovedspænding er en trækspænding og ellers $\alpha = \tan^{-1}(|\eta|^{-1/2})$. Hvis $\sigma_1(x,y)$ i formel (5.3) multipliceres med c vil σ_{eff} være den homogene spænding, der giver samme svigtsandsynlighed som den virkelige spændingsfordeling.

Derudover opstiller Beason & Morgan en metode til beregning af konstant belastede glaspladers svigtsandsynlighed. Formuleringen er noget anderledes end i Grüters et al. (1970 a,b), men den væsentligste forskel er, at Beason & Morgan også tager hensyn til den mindste hovedspænding ved hjælp af ovennævnte spændingskorrektionsfaktor, c . Det er bemærkelsesværdigt, at Grüters et al. ikke refererer til Beason & Morgan. Ingen af metoderne tager hensyn til varierende last, men princippet kan formentlig udbygges til også at kunne anvendes for ikke-konstant last, og således være et værdifuldt værktøj til beregning af glaspladers svigtsandsynlighed, forudsat at to-parameter Weibull-fordelingen giver en rimelig beskrivelse af styrken.

Beason & Morgan benytter den opstillede metode til at estimere de to parametre ud fra forsøg med jævnt belastede, firesidet understøttede glasplader. Der er benyttet resultater fra forsøg dels med tre serier glas, der har været i brug i ca. 20 år, dels en serie nyt floatglas. Der er dog kun prøvet ca. 20 ret små emner i hver serie, og overensstemmelsen mellem den virkelige fordeling af styrkerne og den forudsatte Weibull-fordeling er ikke behandlet.

6. Fastlæggelse af dimensioneringsregler

Det fremgår af det foregående, at en beregning af brud i glas kan være overordentligt kompliceret. Dette skyldes blandt andet skadeophobningen, som medfører, at lasterne skal kombineres, inden der foretages en beregning af ækvivalente spændinger, jf kapitel 4. Desuden vil der være et ikke uvæsentligt bidrag til svigtsandsynligheden fra steder i glaspladen, hvor spændingen er væsentligt under den størst forekommende, jf kapitel 5.

En dimensionering af et almindeligt skråstillet vindue udsat for egenlast, sne og vind, der tager korrekt hensyn til disse forhold, vil derfor kræve en kompliceret analyse. På den anden side er det selvsagt et ønske, at glas kan dimensioneres ved brug af enkle og i praksis håndterbare dimensioneringsregler.

De dimensioneringsregler, der anvendes i Danmark, fx Termoruder i skrå tagflader (u. årstal), Termoruders egenskaber og anvendelse (1987) og Rapport vedrørende glastage (1995) er alle baseret på en lineær-elastisk bæreevneformel for firesidet understøttede plader. Lasterne, der beregnes lidt forskelligt i de nævnte referencer, påføres som fladelaster. Der tages tilnærmet hensyn til lastvarigheden ved at multiplicere med en faktor på langtidslaster (egenlast og snelast). Styrken afhænger alene af glastypen. Reglernes afspejler kun en del af de forhold, der vides at have indflydelse og giver meget forskellige sikkerhedsniveauer for forskellige typer af glaskonstruktioner.

Der er derfor et behov for at udvikle en dimensioneringsregel, der både er praktisk håndterbar og samtidig sikrer, at den ønskede brudsikkerhed opnås, idet der tages hensyn til hele vor viden om glas' opførsel i brud.

Det er naturligt at bruge det samme princip ved opstilling af dimensioneringsregler for glas, som anvendes for andre konstruktionsmaterialer. Alle moderne konstruktionsnormer er opbygget efter partialkoefficientmetoden. I denne metode eftervises brudsikkerheden ved at kræve et sæt af brudgrænsetilstande overholdt, fx at den beregnede maksimale lastvirkning (spænding) skal være mindre end en givet brudstyrke.

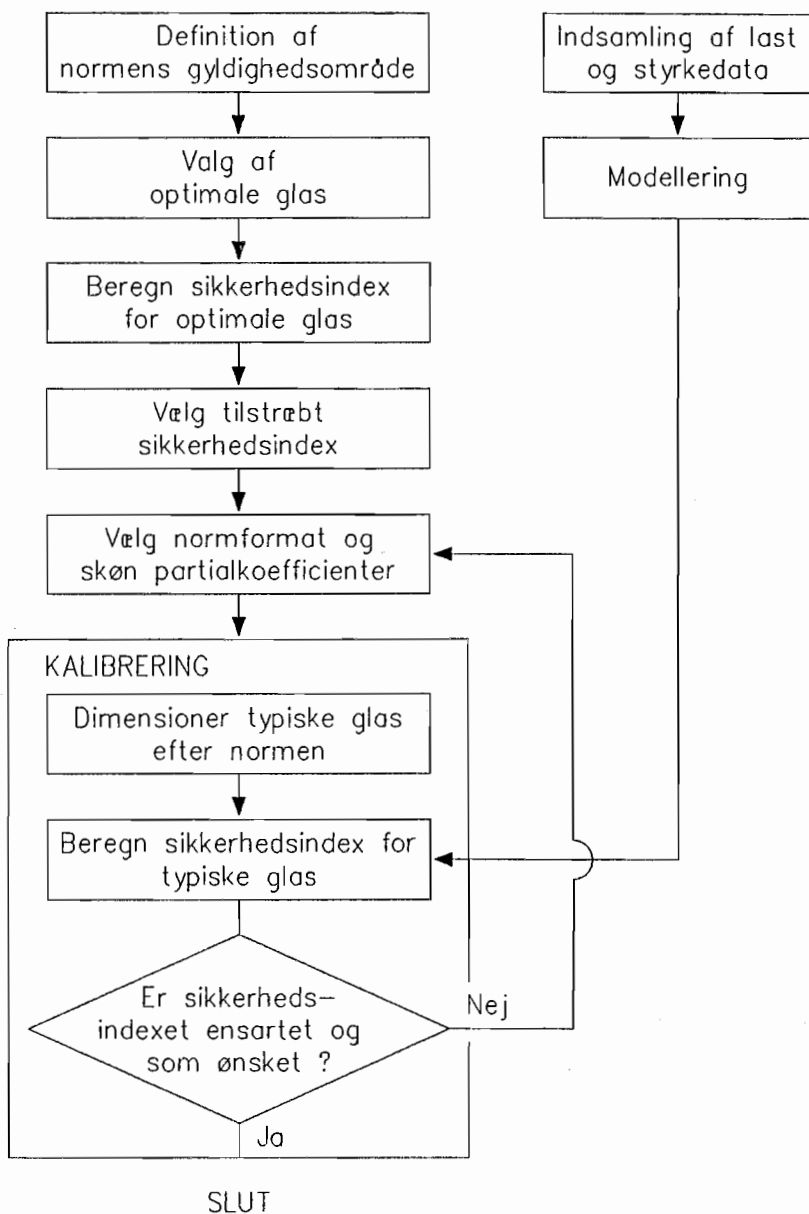
Ved beregningen af 'passende høje' lastvirkninger kombineres øvre karakteristiske værdier af de indgående laster (fx vind, sne og egenlast) ved at multiplicere værdier af de enkelte laster med partialkoefficienter og lastreduktionsfaktorer. Lastreduktionsfaktorerne tager hensyn til, at ikke alle indgående laster optræder med deres maksimalværdi samtidig.

Endvidere indføres "passende små" værdier for materialernes styrkeegenskaber, der beregnes ved at dividere nedre karakteristiske værdier af de enkelte styrkeparametre med partialkoefficienter.

Herved er det i reglen muligt at opnå dimensioner med den ønskede svigtsandsynlighed, samtidig med at svigtsandsynligheden er nogenlunde ens for de konstruktioner, normen er gyldig for.

Kalibreringsprocedure

I det følgende beskrives, hvorledes partialkoefficienter og lastkombinationsfaktorer fastlægges, således at der opnås en passende lav svigtsandsynlighed. Princippet, som betegnes kalibrering, er illustreret i figur 6.1.



Figur 6.1 Kalibreringsprocedure.

Gyldighedsområde.

Normens gyldighedsområde må defineres. Normen vil som hovedregel blive simplere jo mere gyldighedsområdet kan begrænses. Samtidig skal normen naturligvis dække det praktisk relevante område

Optimale glas

Der skal fastlægges et sæt konstruktioner, der anses for at være optimale i sikkerhedsmæssig henseende. Dette kan fx gøres ved følgende postulat: sædvanlige glas, dvs almindeligt floatglas med standarddimensioner, lodret monteret og dimensioneret efter dagens praksis, er optimale.

Last og styrkedata

Der skal fremskaffes data for styrker og laster. Glassets materialeegenskaber, herunder bestemmelse af styrkeparametre er beskrevet i kapitel 2. I kapitel 4 er der givet en principiel beskrivelse af de laster, glasset skal dimensioneres for, dvs egenlast, vindlast og snelast.

Modellering

Laster og styrker skal modelleres med sandsynlighedsteoretiske modeller og der skal opstilles en beregningsmodel til brug ved opstilling af det såkaldte svigtkriterium. En avanceret beregningsmodel, der inkluderer beregningen af svigtsandsynligheden, er skitseret i kapitel 5.

Beregn svigtsandsynlighed

Svigtsandsynligheden af de optimale glas skal beskrives. Den udtrykkes normalt ved sikkerhedsindekset β . Dette kan beregnes ved en standardmetode, fx FORM (First Order Reliability Method), se fx Ditlevsen & Madsen (1990), men kan også følge direkte af beregningsmodellen som nævnt ovenfor.

Vælg svigtsandsynlighed

De beregnede sikkerhedsindex for de optimale glas vil formentlig ikke være ens. Der må derfor foretages en vurdering af resultaterne. Ofte vil man vælge en middelværdi, der eventuelt vægtes i forhold til hvor hyppigt det enkelte tilfælde forekommer. Man kan også argumentere for, at det laveste af de beregnede sikkerhedsindex er acceptabelt.

Vælg normformat

Der skal vælges et sæt dimensioneringsregler, det såkaldte normformat, før de tilhørende partialkoefficienter og lastkombinationsfaktorer kan bestemmes. Man kan sige at normformatet er en norms dimensioneringsregler hvor partialkoefficienterne ikke er givet talværdier. Som led i en iterationsprocedure må der indledningsvis skønnes et sæt partialkoefficienter.

Kalibrering

Selve kalibreringen er en optimering, der sigter mod at fastlægge partialkoefficienter, således at afvigelsen fra det tilstræbte sikkerhedsindex minimeres indenfor normens gyldighedsområde. Dette gøres ved at dimensionere en række typiske glasanvendelser efter normen med de skønnede partialkoefficienter, beregne sikkerhedsindeksene og justere partialkoefficienterne indtil afvigelserne er minimeret. Det kan også

blive aktuelt at ændre normformatet, hvis det viser sig at der ikke kan opnås en tilstrækkelig ensartet sikkerhed med det først valgte. For en nøjere beskrivelse af kalibreringen henvises til Ditlevsen & Madsen (1990).

Partiel kalibrering

Ovenstående kalibreringsprocedure forudsætter at såvel last som styrke kan beskrives på tilfredsstillende måde. I det følgende vises, hvorledes forbedret viden om lasten alene kan føre til et væsentligt forbedret dimensioneringsgrundlag.

I kapitel 4 blev det i et eksempel i afsnittet om naturlaster sandsynliggjort at sikkerhedsniveauet for glas belastet af både sne og vind er væsentligt større end for glas belastet alene af vind, se figur 4.2. Ved hjælp af en partiel kalibrering er det muligt at opstille dimensioneringsregler, der giver ensartet sikkerhedsniveau for alle glas udsat for vind og sne.

I korte træk er ideen at de *optimale glas* (lodret placeret glas, der alene påvirkes af vindlast) dimensioneres hensigtsmæssigt. Dimensioneringen foregår på basis af en lineærelastisk pladeberegning, en regningsmæssig styrke og den normgivne vindlast med tilhørende partialkoefficient. Der dimensioneres alene for spændingen i midtpunktet af pladen. Der tages følgelig ikke hensyn til membran effekter i pladen eller muligheden for svigt i andre punkter end det hårdest belastede. Heller ikke lastens varighed er der explicit taget højde for. Hensynet til disse effekter er så at sige indbygget i dimensioneringsmetoden, herunder den regningsmæssige styrke.

Da lastniveauet i forhold til styrken ikke vil være væsentlig forskelligt for rent vindbelastet glas og glas udsat for både vind og sne, er det ikke nødvendigt at benytte en mere kompliceret pladeberegning for at sikre et ensartet sikkerhedsniveau for forskellige glasanvendelser. Det er heller ikke ønskeligt, da ændrede beregningsmetoder vil gribe ind i balancen i den erfaringsbaserede dimensionering.

Når glasset foruden vind også påvirkes af sne, er det klart, at det er nødvendigt at tage hensyn til den forskellige varighed af vind- og snelasten. Bestemmes nu den ækvivalente last fra vinden, kan man bestemme forholdet mellem den hidtil anvendte vindlast og den ækvivalente last fra vinden. Dette forhold, der i eksemplet i kapitel 4 blev bestemt til 1,14, er altså den faktor ækvivalente laster skal multipliceres med for at svare til den hidtidige vindlast. Dimensionering af glas udsat for både vind- og snelast til samme sikkerhedsniveau som glas udsat for vindlast alene kan altså ske, når den ækvivalente last for den samlede virkning af vind og sne er bestemt.

Modelleringen af vind- og snelasterne på en måde, der muliggør en bestemmelse af den ækvivalente last, er derfor essentiel for at opnå en forbedring af dimensioneringsgrundlaget for glas udsat for kombinationen af vind og sne. Glassets egenlast er ignoreret i ovenstående og vil

normalt være lille i forhold til de øvrige laster. Egenlasten bør dog adderes til de ovennævnte laster, før den ækvivalente last bestemmes.

Kalibreringsproceduren vil være omtrent som beskrevet i det foregående afsnit, men da der ikke indgår oplysninger om styrkedata vil den værdi, der vælges som tilstræbt sikkerhedsindex ikke være udtryk for nogen egentlige svigtsandsynlighed, men alene sikre at svigtsandsynligheden er ens inden for kalibreringens gyldighedsområde.

Eksempel på normformat

Den tidligere omtalte figur 4.2 antyder at normformatet for glaskonstruktioner kan blive særdeles simpelt, idet enten sne- eller vindlasten vil være dominerende. Hvis der ses bort fra effekten af samtidig vind- og snelast vil der kun være tre lastkombinationer af interesse:

- Egenlast og sne.
- Egenlast og vindtryk.
- Egenlast og vindsug.

Heraf repræsenterer de to første kombinationer hver sin del af kurven på figur 4.2. Det fremgår også af figur 4.2, at såfremt det er nødvendigt at tage hensyn til samtidig vind og sne, vil det formentlig kunne ske ved at addere et bidrag proportionalt med snelasten til den anden af de tre nævnte lastkombinationer, svarende til en parallelforskydning af kurvestykket for dominerende vind.

7. Samvirkende glaslag

Samvirkning mellem glaslag optræder i lamineret glas og i termoruder.

Lamineret glas

Lamineret glas er sammensat af to eller flere glaslag med ens eller forskellige tykkelser og med mellemliggende lag af kunststof, enten som folier eller støbelaminat. Tykkelsen af de mellemliggende lag vil for folier typisk være 0,38 mm eller multipla heraf, mens tykkelsen af støbelaminat kan være af størrelsesordenen 1-5 mm. Der foregår p.t. meget forskning vedrørende lamineret glas i USA.

Det vil normalt være på den sikre side at forudsætte lagdeling, dvs samme udbøjning og ingen samvirkning mellem glaslagene. Lamineringslaget vil dog ofte muliggøre overførsel af forskydningsspændinger således, at det laminerede glas virker som ét lag (monolitisk). Herved øges bæreevnen og stivheden betydeligt. Muligheden for at overføre forskydningsspændinger i lamineringslaget reduceres imidlertid ved langvarig lastpåvirkning og ved høje temperaturer. I eksemplerne 7.1 - 7.3 diskuteres konsekvenserne af lagdelt henholdsvis monolitisk virkemåde.

Når det laminerede glas virker alene, er det entydigt en fordel, at det virker monolitisk, men hvis det indgår i en termorude, hvor det andet glaslag er stærkt, fx hærdet glas, kan det være nødvendigt at beregne ruden for såvel lagdeling som fuld overførsel af forskydningsspændinger, se eksempel 7.4.

Termoruder

Termoruder er hermetisk forsejlet og mellemrummene er fyldt med luft eller en gasblanding. Glaslagene kan være af forskellige tykkelser og typer, herunder lamineret glas.

Lasten på en termorude fordeles mellem glaslagene via luften i mellemrummene. I forhold til (atmosfære)trykket i mellemrummene vil den ydre last typisk svare til ca. 1% heraf.

Volumenet af hvert mellemrum vil derfor være omtrent uændret efter lastpåførslen, således at også udbøjningerne af glaslagene bliver omtrent ens.

Sammentrykningen af luften mellem glaslagene får øget betydning, når glasafstanden øges, især når der optræder store udbøjninger, hvor udbøjningen ikke øges proportionalt med lasten.

For en to-lags termorude med lige tykke glaslag vil fordelingen af den ydre last på de to glaslag dog kun sjældent være mere forskellig end 55%/45%.

I det følgende betegner index i glaslagets nummer. Styrken af glaslagene betegnes s_i . E -modulet antages ens og konstant.

Idet udbøjningen er ens gælder:

$$u = u_1 = u_2 = u_3 = \dots$$

Bæreevnen af de samvirkende glaslag er lig med summen af de enkelte lags lastoptagelse:

$$p = p_1 + p_2 + p_3 + \dots$$

når det for ét glaslag gælder, at den maksimale bøjningsspænding $\sigma_i = s_i$ og for de øvrige, at $\sigma_i \leq s_i$. Hvis $\sigma_i = s_i$ samtidig i alle lag er glaslagene udnyttet maksimalt.

Hvis der forudsættes lineær pladeteori gælder det, at

$$u_i = \frac{Ap_i}{t_i^3} \quad (7.1)$$

hvor u_i er udbøjningen, p_i er lasten og t_i er glastykkelsen, samt at

$$\sigma_i = \frac{Bp_i}{t_i^2} \quad (7.2)$$

A og B er konstanter, der alene afhænger af pladens størrelse.

Med disse antagelser finder man af (7.2) og (7.1)

$$\frac{\sigma_i}{\sigma_j} = \frac{\frac{p_i}{t_i^2}}{\frac{p_j}{t_j^2}} = \frac{u_i t_i}{u_j t_j} = \frac{t_i}{t_j}, \text{ da } u_i = u_j \quad (7.3)$$

Spændingerne ved en given udbøjning er altså proportionale med glastykkelserne. Maksimal udnyttelse af alle glaslag opnås derfor ved at vælge $t_i/t_j = s_i/s_j$.

Af (7.1) og (7.2) fås endvidere

$$p_i = \frac{\sigma_i t_i^2}{B} = \frac{u_i t_i^3}{A} \quad (7.4)$$

hvoraf fås, at

$$u_i = \frac{A \sigma_i t_i^2}{B t_i^3} = \frac{A}{B} \frac{\sigma_i}{t_i} \quad (7.5)$$

Eksempel 7.1

To glaslag med samme styrke s og samme tykkelse t betragtes. Antages lagdeling, fås af (7.4) og (7.5), idet $\sigma_1 = \sigma_2 = s$ og $t_1 = t_2 = t$.

$$\text{Bæreevne: } p = p_1 + p_2 = p_{1+t} = \frac{s(t^2 + t^2)}{B} = \frac{2st^2}{B}$$

$$\text{Udbøjning: } u = u_{1+t} = \frac{A}{B} \frac{s}{t}$$

Antages i stedet, at glaslagene virker monolitisk findes tilsvarende, idet $\sigma_1 = s$ og $t_1 = 2t$

$$\text{Bæreevne: } p = p_{2t} = \frac{s(2t)^2}{B} = \frac{4st^2}{B} = 2p_{1+t}$$

$$\text{Udbøjning: } u = u_{2t} = \frac{A}{B} \frac{s}{2t} = \frac{1}{2} u_{1+t}$$

Bæreevnen af to lagdelte glaslag er altså halvt så stor som bæreevnen af et monolitisk glaslag med den dobbelte tykkelse. Udbøjningen af det tykke glaslag er kun halvt så stor som udbøjningen af de to tynde, for den dobbelte last. For samme last vil udbøjningen af det tykke glaslag kun være 1/4 af udbøjningen af de to tynde lag.

Eksempel 7.2

To glaslag med samme styrke s , men med forskellig tykkelse $t_1 > t_2$ betragtes. Der forudsættes lagdeling.

Af (7.3) fås $\frac{\sigma_1}{\sigma_2} = \frac{t_1}{t_2} > 1$. For voksende udbøjning vil σ_1 altså antage

værdien s før σ_2 . Bæreevnen af det tykkeste glaslag vil blive udnyttet først, dvs. det tykkeste glaslag vil bryde først.

Eksempel 7.3

To glaslag med forskellig styrke $s_1 > s_2$, men med samme tykkelse t betragtes. Der forudsættes lagdeling.

Af (7.4) fås:

$$p_1 = \frac{\sigma_1 t^2}{B}, p_2 = \frac{\sigma_2 t^2}{B}, p_1 + p_2 = \frac{(\sigma_1 + \sigma_2) t^2}{B}$$

Af (7.3) fås $\frac{\sigma_1}{\sigma_2} = \frac{t_1}{t_2} = 1$. Dvs, at bæreevnen af de to glaslag nås, når

$\sigma_1 = \sigma_2 = s_2$. Bæreevnen er

$$p_{maks} = p_1 + p_{2,maks} = \frac{(\sigma_1 + \sigma_2) t^2}{B} = \frac{2s_2 t^2}{B}$$

Bæreevnen af det stærke glaslag alene er $p_{1,maks} = \frac{s_1 t^2}{B}$

Forudsættes det, at

$$p_{1,maks} \geq p_{maks} \text{ fås } \frac{s_1 t^2}{B} \geq \frac{2s_2 t^2}{B}, \text{ dvs } s_1 \geq 2s_2$$

Hvis forholdet mellem den største og den mindste bøjningsstyrke er større end 2, kan der således opstå brud i det svage af to lige tykke glaslag for en last, der er mindre end bæreevnen af det stærke lag.

Eksempel 7.4

Der betragtes en termorude med henholdsvis et lamineret (3+3 mm) og et hærdet (5 mm) glaslag. Styrken af lagene i det laminerede glas antages at være 30 MPa. Styrken af det hærdede glas antages at være 50 MPa. Der forudsættes samme udbøjning af alle glaslag.

a) Det laminerede glaslag forudsættes lagdelt, dvs.

$$s_1 = 30, t_1 = 3, s_2 = 30, t_2 = 3, s_3 = 50, t_3 = 5$$

Af (7.3) fås

$$\frac{s_1}{s_2} = \frac{30}{30} = 1, \frac{t_1}{t_2} = \frac{3}{3} = 1$$

$$\frac{s_1}{s_3} = \frac{s_2}{s_3} = \frac{30}{50} = 0,60, \frac{t_1}{t_3} = \frac{t_2}{t_3} = \frac{3}{5} = 0,60$$

Da $s_i/s_j = t_i/t_j$ for alle par af glaslag, udnyttes alle glaslag altså maksimalt og den samlede bæreevne findes af (7.4) :

$$p_{maks} = p_1 + p_2 + p_3 = \frac{(30 \cdot 3^2 + 30 \cdot 3^2 + 50 \cdot 5^2)}{B} = \frac{1790}{B}$$

b) Det laminerede glaslag forudsættes monolitisk, dvs.

$$s_1 = 30, t_1 = 6, s_2 = 50, t_2 = 5$$

Af (7.3) fås

$$\frac{s_1}{s_2} = \frac{30}{50} < 1, \frac{t_1}{t_2} = \frac{6}{5} > \frac{s_1}{s_2}$$

Altså fås

$$\sigma_1 = s_1 = 30$$

$$\sigma_2 = \frac{s_1 t_2}{t_1} = 30 \cdot \frac{5}{6} = 25$$

Termorudens samlede bæreevne findes igen af (7.4) :

$$p_{maks} = p_1 + p_2 = \frac{(30 \cdot 6^2 + 25 \cdot 5^2)}{B} = \frac{1705}{B}$$

Den samlede bæreevne er således ca. 5% mindre, når det laminerede glaslag forudsættes at virke monolitisk. Forskellen er dog beskeden, hvilket vil være tilfældet ved anvendelse af de gængse tykkelseskombinationer og styrkeforskelle.

Stivheden af termoruden øges imidlertid til ca. det dobbelte, når det laminerede glaslag virker monolitisk.

8. Termiske spændinger

Termiske spændinger i ruder kan fx opstå i forbindelse med slagskygger fra baldakiner, nabobygninger og lignende. Spændingerne kan fremkalde brud i form af termiske revner. Brud forekommer især ved tonede (gennemfarvede eller belagte) ruder og ved ruder af lamineret glas eller af trådglass.

Fremkomsten af termiske spændinger kan forklares ved, at de solbeskinnede dele af ruden opvarmes, medens de dele langs randen der er afskærmet mod strålingen af glaslister, inddækninger og lignende beholder deres temperatur.

Ved denne opvarmning søger den solbeskinnede del at udvide sig, hvilket modvirkes af de uopvarmede dele langs randen af ruden. Dette medfører, at der opstår trækspændinger langs rudens rand. Er randen svækket af kantskader, hvilket i særlig grad kan være tilfældet for trådglass og lamineret glas, vil brudstyrken være relativt lille og moderate temperaturforskelle vil være nok til at forårsage brud.

Tonede ruder absorberer en relativt større del af solens stråler, og vil for samme solbestråling derfor blive udsat for større temperaturforskel mellem den solbeskinnede del og de dele, der er i skygge.

Varmestråling i forbindelse med brand vil have den samme effekt på en rude, idet de dele der er udsat for direkte varmemestråling søger at udvide sig, medens den afskærmede rand holder igen og udsættes for trækspændinger.

Figur 8.1 illustrerer problemet og viser et typisk forløb af termiske revner.

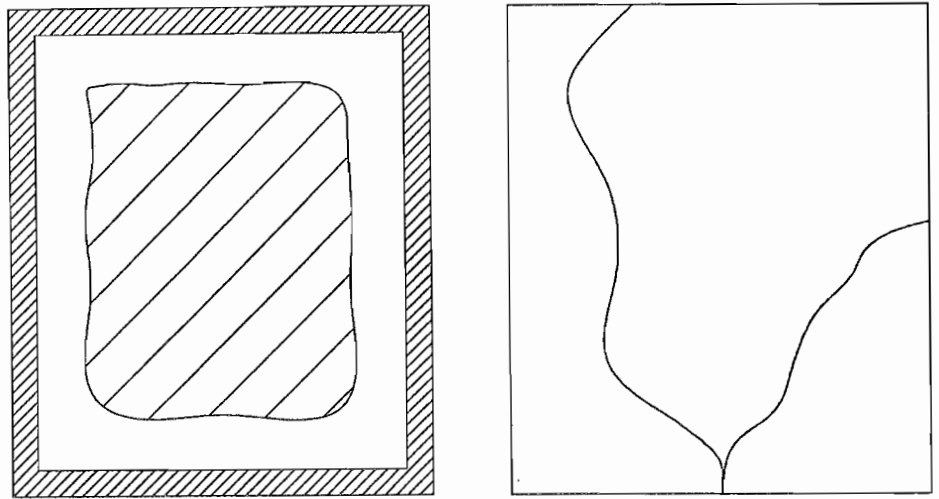
Beregning af termiske spændinger

Det er temperaturforskellen mellem midte og rand, der er afgørende for, om trækspændingerne langs randen kommer op i nærheden af trækstyrken og derved forårsager brud.

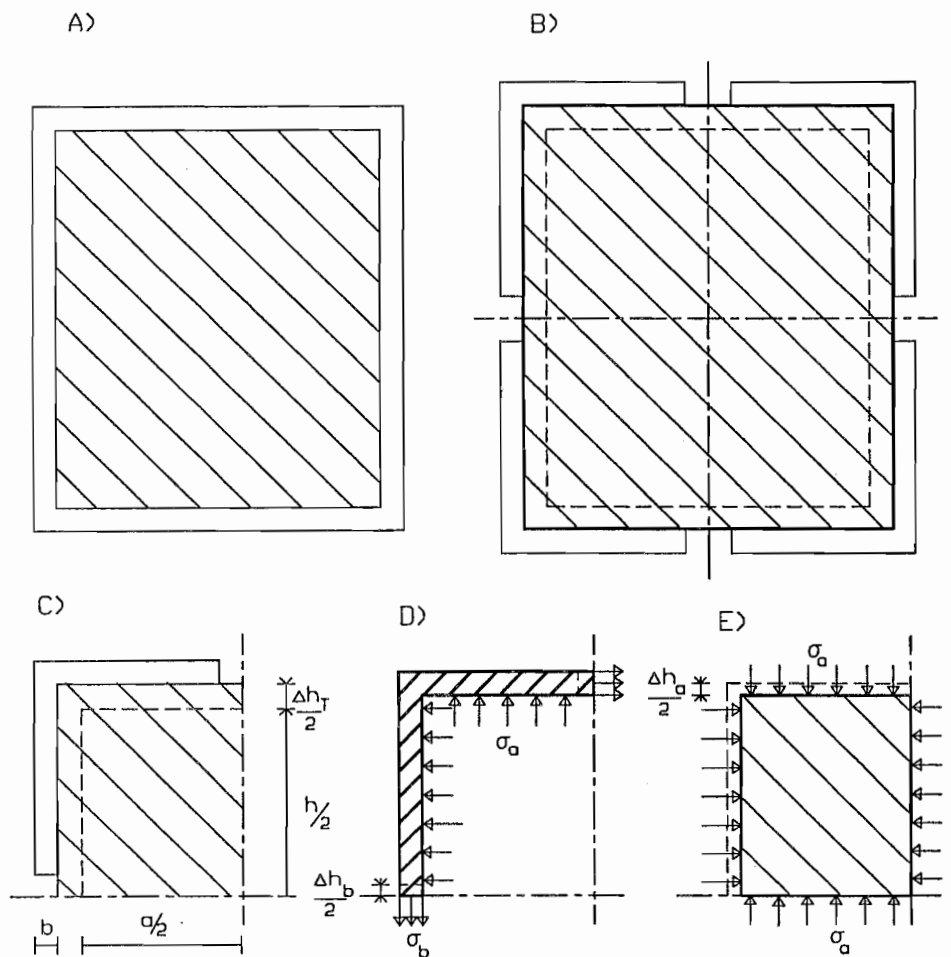
Til vurdering af dette forhold betragtes en rektangulær rude som vist på figur 8.2A, hvis midterste skraverede område opvarmes, mens den ikke-skraverede del langs randen ikke opvarmes. Det midterste rektangulære felt antages opvarmet ΔT i forhold til randen.

Som beregningsmodel betragtes en tilsvarende rude, hvor de to dele er skåret fri af hinanden således, at der ikke overføres forskydningspændinger mellem de to dele. Den uopvarmede rand kan betragtes som et bånd rundt om det opvarmede felt. Når det rektangulære felt udvider sig ved opvarmningen vil der komme træk i det omkransende bånd. Til vurdering af størrelsen af dette træk antages i første omgang at båndet

er skåret over i fire snit ved symmetrilinierne (figur 8.2B). Det skal nu beregnes, hvor stort et træk, der skal til at bringe enderne sammen igen.



Figur 8.1. En rektangulær rude, med inddækning langs alle fire rande. Til venstre: Det groftskraverede midterfelt opvarmes mest af solstråling, medens den tætskraverede rand beholder sin temperatur. Til højre: Eksempel på termiske revner.



Figur 8.2. Illustration af beregningsmodel. Figur C, D og E viser kun en fjerdedel af ruden.

Hvis den opvarmede del kunne udvide sig frit, ville den blive:

$$\Delta h_T = \beta \cdot \Delta T \cdot h$$

højere, hvor h er rudehøjden, β er temperaturudvidelseskoefficienten for glasset og ΔT er temperaturforskellen (figur 8.2C).

For at forlænge de lodrette, smalle dele længden Δh_b , (figur 8.2D) kræves en trækraft på:

$$P_b = \sigma_b \cdot 2b \cdot t = \frac{\Delta h_b}{h} \cdot E \cdot 2b \cdot t$$

Her er E elasticitetsmodulet, b bredden af de lodrette smalle dele og t rudens tykkelse.

Ved dette træk vil der samtidig påføres den opvarmede del et tryk langs med og vinkelret på randen. Dette tryk antages at være jævnt fordelt. For at forkorte den opvarmede del længden Δh_a (figur 8.2E) kræves:

$$P_a = \sigma_a \cdot a \cdot t = \frac{\Delta h_a}{h} \cdot E \cdot a \cdot t$$

Da P_a og P_b skal holde ligevægt med hinanden, må der gælde:

$$\Delta h_a \cdot a = \Delta h_b \cdot 2b$$

Forlængelsen af de kølige dele (pga kraften P_b) er lig den frie forlængelse (pga af ΔT) minus forkortelsen (pga kraften P_a) af den opvarmede del:

$$\Delta h_b = \Delta h_T - \Delta h_a$$

eller

$$\Delta h_T = \Delta h_b + \Delta h_a = \Delta h_b \left(1 + \frac{2b}{a}\right)$$

Trækspændingen i de kølige rande bliver så:

$$\sigma_b = \frac{P_b}{t \cdot 2b} = \frac{\Delta h_b}{h} \cdot E = \frac{\beta \cdot \Delta T \cdot E}{1 + \frac{2b}{a}}$$

På den sikre side kan antages, at $b \ll a$, således at:

$$\sigma_b \leq \beta \cdot \Delta T \cdot E$$

Der er i det foregående kun betraget ligevægtssituationen i lodret retning, men der gælder et helt analogt forhold i vandret retning. Samme enkle sammenhæng mellem kantspænding og temperaturforskel er fundet i litteratur om brud i glas ved brandpåvirkning. Keski-Rahkonen, (1988), Joshi & Pagni (1994) og Adamson & Backman (1975).

Selvom den anvendte beregningsmodel baserer sig på grove forenklinger af spændingsfordelingen, så giver den samme resultat, som mere forfinede modeller i litteraturen. Derfor antages den udledte formel at være en god tilnærmelse, på den sikre side, til sammenhængen mellem temperaturforskel og kantspændinger. Med $E = 70 \text{ GPa}$ og $\beta = 9 \cdot 10^{-6} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$ fås $\sigma_b = 0,63 \text{ MPa}/^\circ\text{C}$.

Antages, at glasset har en trækstyrke langs randen på fx 30 MPa, kan det således tåle en temperaturforskel på $30/0,63 = 47 \text{ }^\circ\text{C}$ mellem midterfelt og rand.

Vurdering af glastemperaturforskelle

Det afhænger af flere parametre, hvor store temperaturforskelle der kan forventes mellem rudemidte og kant.

Inddækningen kan være udformet og anbragt på en måde, hvor den stort set altid har udetemperatur. Med en udetemperatur på $-20 \text{ }^\circ\text{C}$ og en indetemperatur på $+20 \text{ }^\circ\text{C}$, hvor rudens middeltemperatur måske er $0 \text{ }^\circ\text{C}$, bliver temperaturforskellen mellem midte og rand $20 \text{ }^\circ\text{C}$.

Når der er tale om en 2- eller 3-lags rude, kan der blive tale om, at den yderste rude bliver opvarmet dels af solens stråler, dels af reflekteret varme fra de andre lag. Dette kan være særlig kritisk for en yderbeklædning af tonet glas. Specielt i 3-lags ruder forekommer termiske revner i det midterste glas, da varmen ikke kan komme væk.

Eksempel 8.1:

Et glas med tykkelsen t , der skal opvarmes ΔT kræver energien

$$Q = t\rho c \Delta T$$

hvor $\rho \sim 2700 \text{ kg/m}^3$ er massefylden og $c = 984 \text{ kJ/kg }^\circ\text{C}$ er varmekapaciteten. Energien i solstrålingen kan være op til ca 1000 W/m^2 på en flade vinkelret på solstrålerne. Et lag utonet glas absorberer ca 10% heraf, dvs energitilførelsen er ca. $100 \text{ W/m}^2 = 100 \text{ J/sek} \cdot \text{m}^2$. Opvarmningen af et 5 mm glas bliver derved

$$\Delta T = Q/t\rho c = 0,009 \text{ }^\circ\text{C/sek} \sim 0,5 \text{ }^\circ\text{C/min}$$

hvis der ikke sker varmeafgivelse ved konvektion osv.

Dette kan næppe føre til temperaturforskelle på $40\text{-}50 \text{ }^\circ\text{C}$, som kræves for at overskride trækstyrken. Dannelsen af termiske revner forudsætter derfor, at der absorberes en større procentdel af energien i solindfaldet og/eller tilføres anden strålingsvarme. Det er fx tilfældet ved tonet glas i brystningspartier. Desuden kan trækstyrken være reduceret betydeligt langs randen på grund af kantskader.

Forebyggelse af termiske revner

I Glass and thermal safety (1980) er angivet metoder til vurdering af vinduesopbygningens muligheder for at skabe kritiske temperaturforskelle. Metoderne synes at bygge på at temperaturforskelle fra midte til rand giver en kantspænding på ca $0,6 \text{ MPa/}^\circ\text{C}$, svarende til det ovenfor fundne.

Anvendelse af hærdet glas vil i praksis næsten fjerne risikoen for termiske revner på grund af den højere styrke. Kantslibning, der fjerner eventuelle kantskader, vil også have en gunstig virkning for sikkerheden mod termiske revner, også for almindeligt glas.

9. Andre sikkerhedsaspekter

Når der opstår et brud i en glasrude af almindeligt floatglas, vil brudmønstret være afhængigt af årsagen til bruddet samt energiindholdet fra påvirkningen. Brudkanterne på almindeligt floatglas vil være skarpe kanter. Opstår der først brud i ruden forvandles hele ruden typisk til mange fragmenter, hvoraf nogle vil være aflange, meget spidse stykker (som godt kan være sammenhængende på grund af montagemetoden fx i en termorude). Antallet af fragmenter som ruden deles i, afhænger af energiindholdet fra påvirkningen. Men for alle brudfladerne gælder, at de er skarpe og risikoen for personskade er meget stor ved kontakt med glasset.

For at reducere risikoen for personskade ved brud i glas med udsat beliggenhed, som fx glastage, lavtsiddende glas, glasdøre etc., kan der anvendes forskellige typer af *sikkerhedsglas*.

Sikkerhedsglas

Som sikkerhedsglas til sikring af personer mod skæreskader anvendes normalt lamineret glas eller hærdet glas. Valg af sikkerhedsglas afhænger af, hvilket brudmønster der kan accepteres.

Lamineret glas består af to eller flere stykker floatglas, der er lamineret sammen med fx en PVB-folie (normal tykkelse: 0,38 mm). Ved brud binder folien glasstykkerne sammen, således at der ikke bliver hul gennem ruden. Der vil ikke være risiko for personskade, da personer ikke kan komme i kontakt med den skarpe glaskant. Glasset vil desuden forblive i rammekonstruktionen, således at der i forbindelse med glastage ikke vil være fare for personskade fra nedstyrtende glas.

Hærdet glas kan fremstilles ved termisk eller kemisk hærkning. Kemisk hærdet glas bruges ikke i byggeriet.

Termisk hærdet glas fremstilles ved, at glasset opvarmes til en temperatur, hvor det begynder at blive blødt (mellem 630 °C og 650 °C) og derefter chokafkøles med luft fra begge sider. På grund af glassets begrænsede varmeledningsevne kølnes og størknes glasoverfladen hurtigere end kernen og derved indbygges trykspændinger i overfladen og trækspændinger i kernen. De indbyggede spændinger er *biaksiale* og spændingernes størrelse er afhængig af glassets varmeudvidelseskoefficient samt af den temperaturgradient, der kan opnås over glasset under afkølingen. Gennem de indbyggede spændinger øges glassets bøjningsstyrke væsentligt. Hærdet glas bryder tidligst, når de indbyggede trykspændinger neutraliseres af spændinger fra de ydre påvirkninger og der opstår trækspændinger. Når hærdet glas bryder udløses spændingerne momentant og hele ruden granulerer.

Brudmønstret er små omtrent rektangulære fragmenter. Årsagen til dette er dels de store trækspændinger i kernen, dels at spændingerne er biaksiale, hvilket betyder, at revnerne under deres tilblivelse hele tiden forgrener sig. Størrelsen af fragmenterne er omvendt proportional med spændingernes størrelse. Der er således minimal risiko for personska-der ved kontakt med kanterne, når termisk hærdet glas er anbragt i lodrette konstruktioner.

Praktiske retningslinier for valg og anvendelse af sikkerhedsglas

I Bygningsreglementet angives blot at glaskonstruktioner skal være sikkerhedsmæssigt tilfredsstillende. Det er uklart hvor der skal anvendes sikkerhedsglas og hvilke typer der skal anvendes. Der har hidtil været brugt mange forskellige løsninger - som har ført til den uholdbare situation, at der blev konkurreret på sikkerheden. Glasbranche Foreningen har derfor udarbejdet Retningslinier for valg og anvendelse af sikkerhedsglas (1995).

Glastage

Ved anvendelse af hærdet glas i glastage, kan man ikke være sikker på, at glasset i tilfælde af brud deler sig i de enkelte fragmenter, tværtimod er det mest sandsynligt, at glasset falder ud i sammenhængende flader (sådan som det tidligere skete med hærdede frontruder i biler!).

Der bør derfor ved glastage anvendes lamineret glas som det inderste lag glas. Hvis det inderste glas er hærdet eller almindeligt glas, bør der anbringes et nedfaldsnet under glastaget. Se i øvrigt Rapport vedrørende glastage (1995) og Vejledning vedrørende de brandmæssige forhold i forbindelse med overdækkede gårde og gader (1988) (forventes revideret i forbindelse med udgivelse af Bygningsreglement 1995).

Praktiske retningslinier for valg og anvendelse af sikkerhedsglas

I Bygningsreglement 1982 er der meget uklare retningslinier for, hvor og hvilke sikkerhedsglas der skal anvendes. Der har hidtil været brugt mange forskellige løsninger - som har ført til den uholdbare situation, at der blev konkurreret på sikkerheden. Glasbranche Foreningen har derfor udarbejdet Retningslinier for valg og anvendelse af sikkerhedsglas (1995).

Brand

Når glas bliver udsat for den varmeenergi, som en brand medfører vil dets opførsel afhænge af graden af brandens udvikling, tidsforløb og brandens temperatur. Almindeligt glas vil normalt gå i stykker, når det udsættes for pludselige temperaturskift. Det har ingen værdi som branddæmper og ingen isoleringsevne over for strålingsvarme. Glasset kan, så længe det er intakt, forhindre udbredelsen af kold røg.

Termisk hærdet glas har en større evne til at modstå varme og er ud-mærket til at tilbageholde røg. Evnen til at modstå brud afhænger af, hvor hurtigt opvarmningen sker. En hurtig temperaturstigning til 5-600 grader kan være tilstrækkeligt til at "chokke" glasset, så det bryder. Montagemetoden har afgørende betydning for glassets evne til at mod-stå brand.

Brandbeskyttende glas

Brandbeskyttende glas bliver klassificeret i henhold til prøvningsmetoderne for den aktuelle konstruktion i fx dør eller væg. Der skelnes mellem F-glas (flammestoppende), BD-glas (branddrøjt) og BS-glas (-brandsikkert).

Det første krav er *integritet* - defineret som konstruktionens evne til ikke at få huller eller revner, hvorigennem der kan komme flammer eller varme røggasser. Glas som alene opfylder integritetskravet kaldes F-glas. Det kan fx være trådglass.

Det andet krav er *isolering* - defineret som konstruktionens evne til at begrænse brandens varmeudbredelse. Glas, som opfylder begge krav, kan anvendes i både BD- og BS-konstruktioner. Denne type brandbeskyttelsesglas er specialudviklede flerlags typer, der samtidig kan være sikkerhedsglas (svarende til lamineret glas). Med brug af stålprofiler er der udviklet systemer op til BS-120.

Alle brandbeskyttende glas er en del af en samlet konstruktion, hvor alle detaljer er af stor betydning for den samlede brandbeskyttelsesevne.

Montering

Opbevaring, håndtering og montering af glas til glaskonstruktioner skal ske på en måde, så kantskader på glasset ikke opstår, idet disse medfører en stor risiko for brud af glasset. Glaskonstruktioner skal desuden monteres så nøjagtigt, at der ikke opstår utilsigtede spændinger i glasset. Specielt skal det sikres, at indfatningen ved afkøling ikke forårsager spændinger i glassets plan.

10. Sammenfatning

Denne SBI-meddelelse gennemgår den foreliggende viden vedrørende dimensionering af glas i klimaskærmen med henblik på at opnå en kendt og tilstrækkelig sikkerhed mod brud af fx glasoverdækninger, vinduer og solvægge. Betydelige mangler i videngrundlaget skal udfyldes før en fuldstændig rationel dimensionering bliver mulig. Det er dog muligt, at opnå væsentlige forbedringer uden at fremskaffe hele den manglende viden.

Der er et stort gab mellem de i praksis anvendte dimensioneringsmetoder og den tilgængelige teori. Dette skyldes, dels at der i stor udstrækning mangler pålidelige parameterværdier til brug i teorierne, dels at anvendelsen af teorierne fører til komplicerede beregninger, som det ikke er rimeligt at udføre i forbindelse med sædvanlig dimensionering.

Målet med dette arbejde er at påvise, hvorledes der kan udvikles et simpelt dimensioneringsværktøj for glas, som er i overensstemmelse med teorierne. Første betingelse for at dette kan ske er, at der fremskaffes de nødvendige parametre til beskrivelse af de relevante laster (vind- og snelast), og til beskrivelse af glassets styrkeegenskaber.

Glassets styrke aftager som funktion af lasten på en sådan måde, at det i al væsentlighed kun er de største laster og disses varighed, der er interessante for dimensioneringen. Da lasternes varighed indgår, og det ikke kun er *den* største last, der skal dimensioneres for, kan lasterne, som de er beskrevet i normer, ikke bruges. I stedet må der bruges information fra meteorologiske observationer og vindtunnelforsøg, beskrevet ved passende sandsynlighedsfordelinger. Selvom der i litteraturen er rimelig enighed om den teoretiske beskrivelse af glassets styrke, er der væsentlige problemer med at bestemme de indgående parametre. Der er udviklet prøvningsmetoder, der forekommer hensigtsmæssige, men estimeringen af styrkeparametrene på basis af prøvningsresultaterne har endnu ikke fundet sin løsning. Der arbejdes med problemet bl.a. i CEN/TC 129/WG8, Strength of glass.

Det er væsentligt for det videre arbejde at bemærke, at det er muligt alene på basis af en korrekt beskrivelse af lasterne, at bestemme om sikkerhedsniveauet for forskellige glasanvendelser er ens. Det sandsynliggøres i kapitel 4, på basis af parametre for tyske forhold, at sikkerhedsniveauet for glastage er væsentligt højere end for lodrette vinduer når gældende dansk praksis anvendes i dimensioneringen. Det vises også, at kombinationen af vind og sne formentlig kun spiller en lille rolle. Det forventes derfor, at der kan opstilles særdeles enkle dimensioneringsforskrifter, der vil give et meget ensartet sikkerhedsniveau for en bred klasse af anvendelser.

Når der er fundet en tilfredsstillende beskrivelse af styrken af glas, specielt troværdige talværdier for parametrene, kan dimensioneringsgrundlaget forfines.

Termiske spændinger udgør også et, omend mindre, problem ved dimensioneringen af fx solvægge og glas, hvor der kan optræde slagskygger. En væsentlig forbedring, af grundlaget for dimensioneringen for termiske spændinger, kan opnås ved at udføre forsøg, der simulerer påvirkningerne og dermed muliggøre fastsættelse af realistiske trækstyrker for kanten af glasset, hvorfra termiske revner altid udgår.

Brandbeskyttende glas deklarerer efter de samme principper som andre konstruktionselementer. Der er ikke umiddelbare behov for øget viden på dette område. For modstandsevnen af ikke-brandbeskyttende glas overfor brand gælder, at øget viden om styrken overfor termiske påvirkninger som nævnt ovenfor også vil være værdifuld i denne vurdering.

Styrken af hærdet glas aftager ikke i samme grad som funktion af lasten, som styrken af ikke-hærdet glas gør. Der er ingen konsekvent praksis for hensyntagen til dette, hvilket betyder at bæreevnen af hærdet glas ofte undervurderes. Der er derfor behov for en klargøring af de særlige forhold for hærdet glas.

Anneks. Forsøg med glasplader

I det følgende resumeres kort en række kilder til resultater fra forsøg med rektangulære, firesidet understøttede glasplader.

Bowles & Sugarman (1962) har udført forsøg med syv typer af kvadratiske glasplader, ca. 1×1 m, af maskinglas og valset glas i tykkelsen 3-10 mm.

Der er udført forsøg til brud, hvor brudlasten, brudstedet og maksimaludbøjningen er bestemt. Lasten er påført med øgende hastighed, og således at brud indtræffer efter ca. 30 sek. Observationerne er kun angivet som middelværdier og spredninger for 30 gentagelser med hver af de syv typer.

Der er desuden udført forsøg, hvor pladerne er instrumenteret med strain gauges og flytningsmålere. Måleresultaterne sammenlignes med en pladeteori, der forudsætter, at randen af pladen er fastholdt mod flytninger i pladens plan. Ved sammenligning med en relevant pladeteori (jf. figur 3.4) fås god overensstemmelse.

Egner (1973) har udført forsøg med maskinglas og spejlglas i størrelserne $2,5 \times 2,5$ m, $2,5 \times 5$ m og 2×6 m med tykkelser mellem 5 og 10 mm. Deformationer er målt med såvel flytningsmålere som strain gauges. Der er god overensstemmelse mellem måleresultater og teoretiske pladeberegninger med hensyntagen til membranspændinger. Brudlasten er også bestemt for de ialt 13 forsøgsemner, men er vanskelig at sammenligne med andre forsøgsresultater, da last-tidssammenhængen er uklar (og kompliceret, da måling af flytninger og tøjninger kræver trinvis oplastning).

Jonsson (1977) har udført forsøg med maskinglas og floatglas i tykkelserne 3, 4, 5 og 6 mm. Der er dels prøvet kvadratiske ruder med kantlængderne 1 m, 1,4 m og 1,7 m, dels ruder med arealet 1 m^2 og længdebreddeforhold på 1, 2, 3 og 4. Brudlast, brudsted samt maksimalnedbøjning er bestemt. Resultaterne er primært vist som plot af brudlasten på sandsynlighedspapir, hvor normalfordelte observationer vil ligge på en ret linie. For kvadratisk 3 og 6 mm glas med kantlængde 1 m er prøvet ca. 150 ens emner. For tre slags 3 mm glas er en antagelse om normalfordelt styrke lige så god som Weibull-fordelt styrke, mens Weibull-fordelingen klart er bedst for 6 mm glas. Lasten er påført med konstant hastighed, der dog varierer med en faktor 2, afhængig af pladearealet.

Forskellige understøtningsforhold for pladekanten er undersøgt. Der er ikke fundet signifikant forskel på styrken for de forskellige forhold.

For floatglas sker bruddet oftere som kantbrud end for maskinglas, men det vises, at middelbrudlasten for floatglas er højere for de emner, hvor bruddet sker ved kanten end for de øvrige.

Johar (1981, 1982) har udført et stort antal forsøg med 6 mm floatglas, $1,5 \times 2,4$ m fra 3 forskellige leverandører. Brudforsøg er udført med forskellig belastningshastighed (se figur 2.3). Der er registreret brudlast, brudsted og maksimal nedbøjning. Observationerne er tabelleret, således at forsøgene kan bruges som reference for beregninger.

Der er tillige udført forsøg, hvor der er målt tøjninger med strain-gauges og forsøg, hvor lasten er overlejret med en sinus-varierende last.

Beason & Morgan (1984) har udført forsøg med dels nyt floatglas, dels med 3 slags maskinglas, der har været brugt i ca. 20 år. Forsøgsresultaterne er kun repræsenteret ved nogle parametre til en Weibull-lignende fordeling, der også inkluderer membranvirkninger. Forsøgsemnerne er ret små ($0,25\text{-}1\text{ m}^2$).

På basis af de estimerede parametre beregnes brudlasten for kvadratiske glasplader med sidelængderne 1,2, 1,5 og 1,8 m. Styrken for nyt floatglas er betydelig større end for det brugte maskinglas. De beregnede brudstyrker er omtrent omvendt proportionale med arealerne, således at størrelseseffekten og membranvirkningen omtrent ophæver hinanden.

På *Texas Tech University* er der udført et stort antal forsøg med såvel almindeligt floatglas som lamineret og hærdet glas. Forsøgene er dels beskrevet i artikler i internationale tidsskrifter, dels i rapporter. Artiklerne giver kun få basis-resultater, men det bagved liggende datamateriale vil være særdeles interessant som reference for beregningsmetoder.

Følgende artikler er baseret på forsøg udført på Texas Tech University: Norville et al. (1993), Behr et al. (1991), Behr et al. (1985), Behr et al. (1986). Artiklerne indeholder referencer til rapporter med flere detaljer om forsøgene.

Summary

SBI Bulletin 107: Glass in the building envelope - a review

Glass is increasingly being used in the building envelope, not only as windows, but also as for instance solar walls and glass roofs. This is due to a wish of better use of the energy in the solar radiation.

Design of glass is based on empirical rules which means that new applications can be difficult. Also, different manufactures use different rules and even for a simple window pane very different load capacities can be obtained for similar panes.

The difficulties increase when long duration loads occur, for example snow load on glass roofs, because the strength of glass is dependent on the load duration, and the experience with larger panes in roofs is limited.

This bulletin reviews the existing knowledge of design of glass in the building envelope. It deals with the description of the strength of glass, the strength degradation as function of the load history, the statistical description of the strength of a glass pane, the determination of stresses and strains, the necessary knowledge of loads in order to account correctly for the strength degradation and the calculation of failure probability.

Further is discussed the coupling effect of multi-layered glass panes (laminated glass or insulating glazing), thermal stresses, safety glazing and fire precautions.

The load duration dependency of the strength means that glass structures in principle has to be designed for the entire load history, but only the larger values and their duration need to be considered for practical purposes.

A completely rational design of glass structures requires considerable additional knowledge. A major part of the missing knowledge concerns parameter values, which seemingly are very difficult to obtain. This might be an explanation for the severe discrepancy between the theoretical knowledge and the design rules used.

It is shown, however, that it is possible to improve the design rules significantly without acquiring all the missing information. Assuming that ordinary, vertical glass panes subjected only to wind load and designed according to current rules is designed 'correctly', in the sense that the safety level through experience has proved to be satisfying, it is

possible to obtain design rules for instance for glass roofs that gives the same, 'correct' safety level.

This requires that the loads are known to an extent that permits to take the load duration dependency into account, but it does not demand new knowledge of the strength properties. It is shown that it is likely that the load duration can be taken into account by means of simple factors applied to the code loads, and that the load combinations could be very simple.

Litteratur

Adamson, B. & H. E. Backmann. Glas i Hus. Lund, 1975.

Al-Taygyib, A. J. Geometrically Nonlinear Analysis of Rectangular Glass Panels by the Finite Element Method. Diss. Texas Tech. University. Lubboch, 1980.

Allerup, P., B. Hasholt, H. Madsen, A. Rasmussen og H. Søgård. En undersøgelse af sneens maksimale vandækvivalent i Danmark. Meteorologisk Institut. København, 1984.

Allerup, P., H. Madsen, B. Hasholt og H. Søgård. Snow Pack Maximum Water Equivalent in Denmark. Evaluated by a simulation model. Meteorologisk Institut. København, 1985. (Klimatologiske meddelelser, No. 14).

Augustson, B. & I. Olofsson. Skador på glastak, glasfasader och "curtain wall"-konstruktioner. Erfarenheter från en fältundersökning. Statens Råd för Byggnadsforskning. Stockholm. (Rapport R63:1991).

Baker, T. C. & F. W. Preston. The Effect of Water on the Strength of Glass. Journal of Applied Physics. Vol. 17. 1946.

Baker, T. C. & F. W. Preston. Wide Range Static Strength Testing Apparatus for Glass Rods. Journal of Applied Physics. Vol. 17, p. 162-188. 1946.

Beason, W. L. & J. R. Morgan. Glass Failure prediction model. Journal of Structural Engineering. Vol. 110, No. 2. 1984.

Behr, R. A., M. J. Karson & J. E. Minor. Reliability analysis of window glass failure pressure data. Structural Safety. Vol. 11, p. 43-58. 1991.

Behr, R. A., J. E. Minor & H. S. Norville. Structural Behavior of Architectural Laminated Glass. Journal of Structural Engineering. Vol. 119, No. 1. 1993.

Behr, R. A., J. E. Minor, M. P. Linden & C. V. G. Vallabhan. Laminated glass units under uniform lateral pressure. Journal of Structural Engineering. Vol. 111, No. 5, p. 1037-1051. 1985.

Behr, R. A., J. E. Minor & M. P. Linden. Load Duration and Interlayer Thickness Effects on Laminated Glass. Journal of Structural Engineering. Vol. 112, No. 6, p. 1441-1453. 1986.

- Blank, K.* Bemessung von rechteckigen Glasscheiben unter gleichförmiger Flächenlast. Bauingenieur. Vol. 68. s. 489-497. 1993.
- Blank, K., H. Grüters & K. Hackl.* Contribution to the size effect on the strength of flat glass. Glastechn. Ber. 63, No. 5, s. 135-140. 1990.
- Blank, K.* Dickenbemessung von vierseitig gelagerten rechteckigen Glasscheiben unter gleichförmiger Flächenlast. Institut für Konstruktiven Glasbau. Gelsenkirchen, 1993. (Heft 3).
- Borchersen, E.* Dimensionering af glas. Danmarks Tekniske Højskole. Instituttet for Husbygning. Lyngby, 1993.
- Bowles, R. & B. Sugarman.* The strength and deflection characteristics of large rectangular glass panels under uniform pressure. Glass Technology. Vol. 3, No. 5. 1962.
- Carlson, P.-O.* Riktlinjer-Glastak. Glasval med hänsyn till säkerhet. Reducering av snölast. Dimensionering av glasskivor. Utgåva 2. Arne Johnson Ingenjörbyrå. Glas- och Metallgruppen. Stockholm, 1992.
- Charles, R. J.* Static Fatigue of Glass. I. Journal of Applied Physics. Vol. 29, No. 11. 1958a.
- Charles, R. J.* Static Fatigue of Glass. II. Journal of Applied Physics. Vol. 29, No. 11. 1958b.
- Charles, R. J.* Dynamic Fatigue of Glass. Journal of Applied Physics. Vol. 29, No. 11. 1958c.
- Dalgliesh, W. A.* Assessment of wind loading for glazing design. Symposium on Practical Experiences with Flow-Induced Vibrations. Springer-Verlag. Berlin, 1980.
- Davenport, A. G.* The relationship of reliability to wind loading. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics. Vol. 11, No. 13, p. 3-27. 1983.
- Ditlevsen, O.* Extremes and first passage times. Thesis presented to Technical University of Denmark. Lyngby, 1971.
- Ditlevsen, O. & H. O. Madsen.* Bærende konstruktioners sikkerhed. Statens Byggeforskningsinstitut. Hørsholm, 1990. (SBI-rapport 211).
- Dreier, C., T. Gjelsvik, J. R. Herje, T. Isaksen & A. E. Nielsen.* Glasstak. Konstruksjoner. Klimapåvirkninger og løsninger for nordiske forhold. 2. opplag. Norges Byggeforskningsinstitut. Oslo, 1985. (Håndbok 36).
- Egner, K.* Ermittlung der zulässigen Biegebeanspruchungen grosser Glasscheiben bei gleichmässig verteilter Flächenbelastung. Berichte aus der Bauforschung. Heft 83. 1973.

- Evans, A. G. and E. R. Fuller.* Crack Propagation in Ceramic Materials Under Cyclic Loading Conditions. Metallurgical Transactions. Vol. 5, p. 27-33. 1974.
- Glass and Thermal safety.* Pilkington Flat Glass Ltd. London, 1980.
- Glathart, J. L. and F. W. Preston.* The Fatigue Modulus of Glass. Journal of Applied Physics. Vol. 17. 1946.
- Grüters, H., K. Heckl & H. Willms.* Stress and strain analyses of rectangular plates for large deformations. Part 1. Dimensioning of rectangular plates under surface load and/or line load. Glastech. Ber. 63, No. 3. 1990a.
- Grüters, H., K. Hackl & H. Willms.* Stress and strain analyses of rectangular plates for large deformations. Part 2. Calculation of fracture probabilities in rectangular plates under area load. Glastech. Ber. 63, No. 4. 1990b.
- Harter, H. L. & A. H. Moore.* Maximum-Likelihood Estimation of the Parameters of Gamma and Weibull Populations from Complete and from Censored Samples. Technometrics Vol. 7, no. 4. 1965.
- Holmes, J. D.* Wind action on glass and Brown's integral. Engineering Structures. Vol. 7. p. 226-230. 1985.
- Holmes, J. D.* Non-Gaussian Characteristics of Wind Pressure Fluctuations. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics. Vol. 9, No. 7. p. 103-108. 1981.
- Isaksen, T. m.fl.* Fasader av glass og metall. Konstruksjoner og løsninger for nordiske forhold. Norges Byggeforskningsinstitutt. Oslo, 1990. (Håndbok 41).
- Johar, S.* Dynamic fatigue of flat glass. Phase II. Ontario Research Foundation. Department of Metals, Glass and Ceramics. Mississauga, 1981. (Final report).
- Johar, S.* Dynamic Fatigue of flat glass. Phase III. Ontario Research Foundation. Department of Metals, Glass and Ceramics. Mississauga, 1982.
- Jonsson, B.* Glas i byggnader. Glasets tjocklek. Statens Råd for Byggnadsforskning. Stockholm, 1977. (Rapport R 67:1977).
- Joshi, A. A. & P. J. Pagni.* Fire-Induced Thermal Fields in Window Glass. I-Theory. Fire Safety Journal. Vol. 22. p. 25-43. 1994.
- Kaiser, R.* Rechnerische und experimentelle Ermittlung der Durchbiegungen und Spannungen von quadratischen Platten bei freier Auflagerung an den Rändern, gleichmässig verteilter Last und grossen

Ausbiegungen. Zeitschr. f. angew. Math. und Mech. Band 16, heft 2. 1936.

Keski-Rahkonen, O. Breaking of Window Glass close to fire. Fire and Materials. Vol 12. p. 61-69. 1988.

Lemon, G. H. Maximum Likelihood Estimation for the Three Parameter Weibull Distribution Based on Censored Samples. Technometrics, Vol. 17. no. 2. 1975.

Levy, S. Bending of Rectangular Plates with large Deflections. National advisory committee for aeronautics. Vol. 846. 1942. (NACA Technical Note).

Mayne, J. R. & G. R. Walker. The response of glazing to wind pressure. Building Research Establishment. Department of the Environment. Watford, 1976. (Current Paper 44/76).

Minor, J. E. & W. Lynn Beason. Window Glass Failures in Windstorms. Journal of the structural division. Vol. 102, No. ST1. 1976. (Presented at the April 14-18, 1975, ASCE National Structural Engineering Convention and Exposition, held at New Orleans. LA). (Preprint 2486).

Nilsson, A. Stochastic characterization of glass strength properties. Statens Råd för Byggnadsforskning. Stockholm. (Document D4:1993).

Norville, H. S., P. M. Bove, D. L. Sheridan & S. L. Lawrence. Strength of New Heat Treated Window Glass Lites and Laminated Glass Units. Journal of Structural Engineering. Vol. 119, No. 3. 1993.

Pantelides, C. P., A. D. Horst & J. E. Minor. Postbreakage Behavior of Heat Strengthened Laminated Glass under Wind Effects. Journal of Structural Engineering. Vol. 119, No. 2. 1993.

Petersen, E. L., I. Troen og S. Frandsen. Vindatlas for Danmark. Risø. Roskilde, 1980.

Rapport vedrørende glastage. Dansk Standard, DS/INF 106. Hellerup, 1995. (Under udgivelse).

Reed, D. A. & E. R. Fuller, Jr. Glass Strength Degradation under Fluctuating Loads. Journal of Structural Engineering. Vol. 111, No. 7. 1985.

Reed, D. A. & E. Simiu. Wind Loading and Strength of Cladding Glass. Journal of Structural Engineering. Vol. 110, No. 4. 1984.

Reid, S. G. Risk Assessment and Safety Standards: Lessons from Architectural Safety-Glazing. Civil Engineers Transactions. Vol. 27, p. 98-104. 1985.

Reid, S. G. Basis of Australian Standards for Architectural Safety Glazing. Civil Engineering Transactions. Vol. 28, p. 299-305. 1986.

Retningslinier for valg og anvendelse af sikkerhedsglas. Glasbrancheforeningen. København, 1995.

Shand, E. B. Experimental Study of Fracture of Glass: I, The Fracture Process. Journal of The American Ceramic Society. Vol. 37, No. 2. 1954a.

Shand, E. B. Experimental Study of Fracture of Glass: II, Experimental Data. The American Ceramic Society. Vol. 37, No. 12. 1954b.

Shand, E. B. Correlation of Strength of Glass with Fracture Flaws of Measured Size. The American Ceramic Society. Vol. 44, No. 9. 1961.

Shand, E. B. Strength of Glass - The Griffith Method Revised. Journal of the American Ceramic Society. Vol. 48, No. 1. 1965.

Simiu, E., D. A. Reed, C. W. C. Yancey, J. W. Martin, E. M. Hendrickson, A. C. Gonzalez, M. Koike, J. A. Lechner & M. E. B. Ring-on-Ring Tests and Load Capacity of Cladding Glass. U.S. Department of Commerce. National Bureau of Standards. Gaithersburg, 1984.

Simiu, E., W. A. Nolan & J. A. Lechner. Glass fracture phenomenology and loading rate. U.S. Department of Commerce. National Bureau of Standards. Gaithersburg, 1986.

Simiu, E. & E. M. Hendrickson. Design Criteria for Glass Cladding Subjected to Wind Loads. Journal of Structural Engineering. Vol. 113, No. 3. 1987a.

Simiu, E. & E. M. Hendrickson. Wind Tunnel Tests and Equivalent 1-Minute Loads for the Design of Cladding Glass. Seventh International Conference on Wind Engineering. Aachen, 1987b.

Simiu, E. & J. A. Lechner. Experimental Glass Failure Data and Equivalent One-Minute Loads. Journal of Structural Engineering. Vol. 113, No. 12. 1987.

Struck, W. & W. Brünner. Festigkeit und Tragfähigkeit von Flachglas für bauliche Anlagen bei Biegebeanspruchung. Bautechnik. Vol. 66, No. 10. s. 351-361. 1989.

Termoruders egenskaber og anvendelse. Teknologisk Institut. Byggeteknik. Tåstrup, 1987.

Termoruder i skrå glasflader. Glasindustriens samarbejdsorganisation. København. Uden årstal.

Vallabhan, C. V. G., Y. C. Das & M. Ramasamudra. Parametric Study of Axisymmetric Circular-Glass Plates. *Journal of Structural Engineering.* Vol. 120, No. 5. 1994.

Vallabhan, C. V. G., Y. C. Das, M. Magdi, M. Asik & J. R. Bailey. Analysis of laminated glass units. *Journal of Structural Engineering.* Vol. 119, No. 5. 1993.

Vallabhan, C. V. G. Iterative Analysis of Nonlinear Glass Plates. *Journal of Structural Engineering.* Vol. 109, No. 2. 1983.

Vejledning vedrørende de brandmæssige forhold i forbindelse med overdækkede gårde og gader. Byggestyrelsen. København, 1988.

Wiederhorn, S. M. Influence of Water Vapor on Crack Propagation in Soda-Lime Glass. Presented at the Sixty-Eighth Annual Meeting. The American Ceramic Society. 1966.

Det teoretiske grundlag for dimensionering af glaskonstruktioner er undersøgt. Der er på en række punkter betydelig forskel mellem den teoretiske viden og gældende praksis for dimensionering af glas, især af glasoverdækninger. Der gives forslag til hvorledes dimensioneringsgrundlaget kan forbedres. Publikationen henvender sig til alle med interesse for baggrunden for dimensionering af glaskonstruktioner.