



# LUND UNIVERSITY

## Kvalificerad brandteknisk dimensionering av stålbärverk

Magnusson, Sven Erik; Pettersson, Ove

1969

[Link to publication](#)

*Citation for published version (APA):*

Magnusson, S. E., & Pettersson, O. (1969). *Kvalificerad brandteknisk dimensionering av stålbärverk*. (Bulletin of Division of Structural Mechanics and Concrete Construction, Bulletin 11; Vol. Bulletin 11). Lund Institute of Technology.

*Total number of authors:*

2

### General rights

Unless other specific re-use rights are stated the following general rights apply:

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

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

Read more about Creative commons licenses: <https://creativecommons.org/licenses/>

### Take down policy

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

LUND UNIVERSITY

PO Box 117  
221 00 Lund  
+46 46-222 00 00

SVEN ERIK MAGNUSSON — OVE PETERSSON

**KVALIFICERAD BRANDTEKNISK DIMENSIONERING  
AV STÅLBÄRVERK**

## English summary

### **A qualified fire protection design of structural steel members**

*By S E Magnusson and O Pettersson*

The paper describes and exemplifies the various stages in a qualified fire-protection design of load-bearing and partition steel structures. Characterisation of fire load. Determination of the gas temperature-time curve for the fire cell including cooling phase. Determination of the relevant temperature-time field for structures exposed to fire and interpretation of this temperature-time field to structural capacity for each separate time of the fire.

Diagrams for a direct calculation of maximum steel temperature for insulated and uninsulated structures are presented. Critical steel section temperatures are discussed and illustrated numerically for various grades of utilisation, cross-sectional shapes, type and degree of end fixing and type of failures.

**Särtryck ur Byggmästaren 9, 1969**

# Kvalificerad brandteknisk dimensionering av stålbärverk

UDK 624.014.2  
699.81  
620.193.5



Forskningsingenjör Sven Erik Magnusson, LTH, Lund



Professor Ove Pettersson, LTH, Lund

Vid Institutionen för byggnadsstatik, LTH, tas för närvarande fram ett omfattande underlag för brandteknisk dimensionering av stålbärverk. I denna uppsats behandlas de olika dimensioneringsetapperna fragmentariskt med exemplifieringar. Med anknytning till karaktäristiska egenskaper hos brandförloppet presenteras diagram för underlättande av dimensioneringen. Genom dessa kan maximal stålprofiltemperatur för en brandpåverkad oisolerad eller isolerad stålkonstruktion direkt bestämmas.

Genom brandskyddsavsnitten i försöksnormen »Aluminiumkonstruktioner» och i Svensk Byggnorm 67 möjliggörs en normmässigt förankrad och i förhållande till det internationella nuläget mer funktionellt betingad, kvalificerad brandskyddsteknisk dimensionering av bärande och avskiljande konstruktioner.

Allmänt föreskrivs för en sådan dimensionering att det skall påvisas teoretiskt eller experimentellt att en brandpåverkad konstruktion med hänsyn till gällande karaktäristika för brandbelastning, brandförlopp och brandvaraktighet uppfyller ställda funktionskrav. För en bärande konstruktion innebär det att det måste påvisas att bärverket inte kollapsar under aktuellt brandförlopps uppvärmningsfas eller därpå följande avsvalningsfas. För en brandavskiljande konstruktion innebär de normenligt ställda fordringarna dels ett krav på täthet mot genomsläpp av eldslågor, dels ett krav, för såväl uppvärmnings- som avsvalningsfas, beträffande maximal temperaturökning på den från branden vända sidan av den avskiljande konstruktionen. Risken för brandspridning till angränsande brandcell bedöms därvid vara försumbar om denna temperaturökning är begränsad till 140°C.

I en kvalificerad brandteknisk dimensionering av en bärande konstruktion ingår som väsentliga etapper [7]–[6]:

- Val av för aktuellt fall representativa förbränningskaraktäristika för i brandrummet förekommande brännbart material (brandbelastningen)
- Bestämning för dessa förbränningskaraktäristika av tidkurvan för det fullständiga brandförloppets brandrumstemperatur med beaktande av brandrumsvolym, storlek och form av fönster- och dörröppningar samt termiska egenskaper för konstruktioner som omsluter brandrummet respektive är inneslutna i detta
- Beräkning för den så bestämda temperatur-tidkurvan för brandrummet av tillhörande temperatur-tid-fält för av branden påverkat bärverk samt
- Bestämning på grundval av detta temperatur-tid-fält av den tidpunkt då brott inträffar vid aktuell ar-

betsspänning, eller alternativt av minsta bärförmåga för bärverket vid gällande brandförlopp.

För en avskiljande konstruktion utgår sista etappen i en motsvarande brandteknisk dimensionering.

De olika dimensioneringsetapperna behandlas fragmentariskt i det följande med exemplifieringar, hämtade från ett omfattande dimensioneringsunderlag som för närvarande tas fram vid Institutionen för byggnadsstatik, LTH.

## Brandbelastning

Brandbelastningen utgör en karaktärisering av i en brandcell förekommande brännbart material, inklusive byggnadsstomme, inredning, beklädnad och golvbefäggning.

Med undantag för Sverige definieras för närvarande brandbelastningen genomgående i alla länders bestämmelser som värmevärdesmässigt ekvivalent mängd trä i kg per m<sup>2</sup> golvyta av brandcellen. För en på detta sätt angiven brandbelastning redovisar ett flertal länder en förhållandevis omfattande statistik för olika typer av lokaler och byggnader [3], [7]–[9]. Exempel på sådan statistik ger bild 1, som visar ett fördelningsdiagram för brandbelastningen i moderna holländska kontorshus [8]. Av diagrammet framgår en dimensionerande brandbelastning med värdet 12 kg trä per m<sup>2</sup> golvyta, om 60 procent av registrerat statistiskt material skall innehållas, och 24 kg om 80 procent av materialet skall vara täckt.

Mot en brandbelastningskaraktärisering av angiven typ kan riktas invändningen att redovisningssättet dels är alltför onyanserat, dels är förbränningstekniskt oegentligt därigenom att storheten bränslemängd per golvytenhet saknar fysikalisk innebörd som en för ett brandförlopp karaktäristisk parameter. Sådan innebörd har däremot den modifierade storheten bränslemängd/total omslutningsyta för brandcellen. Som konsekvens härav har nu Sverige som första land i världen normmässigt övergått till att ange brandbelastningen som den sammanlagda värmemängd  $q$  (Mcal/m<sup>2</sup>) som, refererad till ytenhet av brandcellens totala omslutningsyta  $A_t$  (m<sup>2</sup>), fri-

1

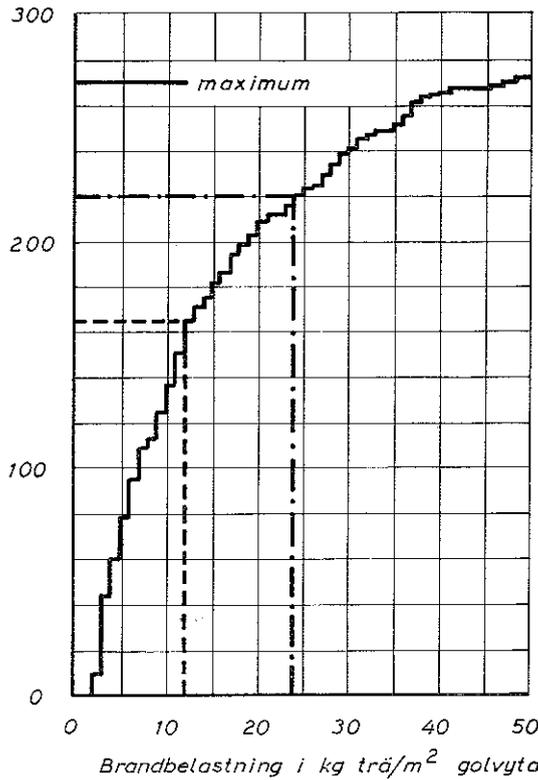
För moderna holländska kontorshus genom statistisk inventering bestämt fördelningsdiagram för brandbelastningen, redovisad som värmevärdemässigt ekvivalent mängd trä i kg per m<sup>2</sup> golvyta av brandcellen. Värdena exkluderar eventuellt brännbart material i ytbeklädnader och golvbeläggning [8].

- — brandbelastning som innehåller 80 procent av observerade värden: 24 kg/m<sup>2</sup>
- — — brandbelastning som innehåller 60 procent av observerade värden: 12 kg/m<sup>2</sup>

Distribution curve determined in modern Dutch office buildings and given as the equivalent amount of wood per m<sup>2</sup> floor area of the fire cell. The values exclude possible combustible materials in wall and floor coverings [8].

- — fire loading which includes 80 per cent of observed values: 24 kg/m<sup>2</sup>
- — — fire loading which includes 60 per cent of observed values: 12 kg/m<sup>2</sup>

Antal observationer



görs vid en fullständig förbränning av allt brännbart material i brandcellen, inklusive byggnadsstomme, inredning, beklädnad och golvbeläggning. I tillämpning på ett för svenska förhållanden statistiskt representativt tvåpersonssovrum illustreras en sådan brandbelastningsberäkning av bild 2 [10]. Den nu gällande brandbelastningskaraktäriseringen får ses som en temporär lösning av problemet. På längre sikt är en vidareutveckling ofrånkomlig mot ett redovisningsförfarande som inkluderar dels graden av reell förbränning av de enskilda brandbelastningskomponenterna, dels tidsvariationen för förbränningshastighet samt för flammors, glödande partiklars och rökgasers strålningstal.

**Brandförlopp**

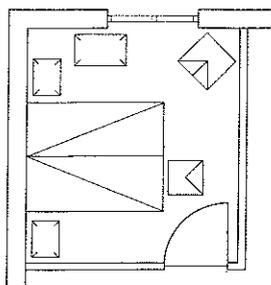
Genom försöksnormen »Aluminiumkonstruktioner» och Svensk Byggnorm 67 har svenska myndigheter på ett utvecklingsbefrämjande sätt jämnat vägen för ett i jämförelse med internationellt schablonförfarande

2

Brandbelastningsberäkning enligt Svensk Byggnorm 67 för ett för svenska förhållanden representativt tvåpersonssovrum

Fire load calculation according to Svensk Byggnorm 67 for a two person bedroom representative for Swedish conditions

$$q = \frac{1}{A} \sum m_v H_v \text{ Mcal/m}^2$$



	$m_v$	$H_v$	$m_v H_v$
Sängar	58 kg	4,3 Mcal/kg	249 Mcal
Sängbord	4	4,2	17
Fåtölj	15	4,5	68
Stol	7	4,4	31
Byrå	12	4,2	50
Textilier	55	4,9	270
Dörr	8	4,2	34
			$\sum m_v H_v = 719 \text{ Mcal}$ exklusive golvbeläggning
Linoleum	28	5,0	140
			$\sum m_v H_v = 859 \text{ Mcal}$ , inklusive golvbeläggning

$A_t = 51,3 \text{ m}^2$   
 $q = 719/51,3 = 14,0 \text{ Mcal/m}^2$  omslutningsyta, exklusive golvbeläggning  
 $q = 859/51,3 = 16,7 \text{ Mcal/m}^2$  omslutningsyta, inklusive golvbeläggning

rande väsentligt mer kvalificerat hänsynstagande till verkliga karaktäristika för ett brandförlopp vid en brandteknisk dimensionering.

Generellt medger därvid de båda normhandlingarna för brandcell med kända värden för brandbelastningens sammansättning och förbränningshastighet en behandling baserad på en gastemperatur-tidkurva, som bestäms ur värme- och massbalanskvationer eller på annat sätt med hänsyn tagen till de termiska egenskaperna för brandcellens omslutande och inneslutna konstruktioner.

Vidare medger de båda handlingarna ett i förhållande till en sådan mer generell behandling förenklat, nyanserat förfarande för brandcell med förutsebar öppningsfaktor och med en brandbelastning, vars förbränningshastighets- och strålningskaraktäristika approximativt överensstämmer med de som gäller för träbränsle. Förfarandet innebär att en byggnads eller byggnadsdels brandmotstånd får beräknas med utgångspunkt från en tidkurva för brandcellens gastemperatur  $\vartheta_t$ , som bestäms genom öppningsfaktorn  $A\sqrt{h}/A_t$  enligt bild 3 under en genom sambandet

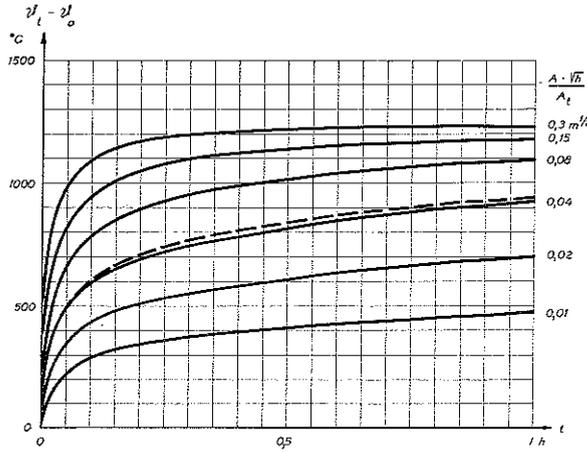
$$T = \frac{q A_t}{25 A \sqrt{h}} \text{ min} \tag{1}$$

given brandvaraktighet T. Därvid betecknar q brandbelastningen i Mcal per m<sup>2</sup> omslutningsyta, A<sub>t</sub> brandcellens totala omslutningsyta i m<sup>2</sup>, A sammanlagd öppningsyta i m<sup>2</sup> och h ett med hänsyn till respektive delyta vägt medelvärde av öppningshöjd i m för brandcellen. Kurvorna i bild 3 förutsätter en brandcell med termiska egenskaper för omslutande konstruktioner som är för betong och tegel approximativt representativa. I diagrammet har som jämförelse lagts in den gastemperatur-tid-kurva (streckad linje) som med obetydliga modifieringar onyanserat anges som normerande internationellt och som också föreskrivs för sådan brandteknisk provning av byggnader och byggnadsdelar som utgör grund för brandteknisk klassificering. Av jämförelsen framgår att normkurvan ungefär motsvarar en reell träbrand i brandcell med öppningsfaktorn 0,04 m<sup>1/2</sup>.

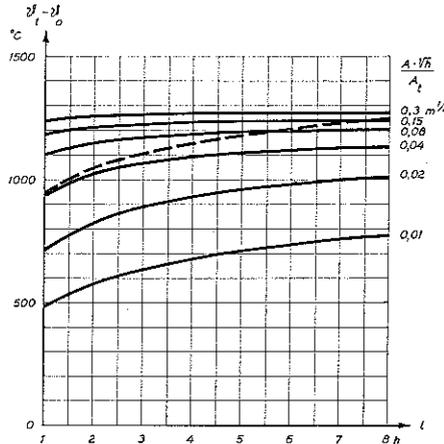
Vid de tidpunkter då försöksnormen »Aluminiumkonstruktioner» respektive Svensk Byggnorm 67 kom till var det inte möjligt att utarbeta någon nyanserad föreskrift för brandförloppets avsvalningsfas. Förhållandet har för dessa normer fått till konsekvens en grov avsvalningsfaskaraktärisering genom en linjär temperaturminskning med 10°C/min, om inte annan karaktärisering kan visas vara mera korrekt. Då en bärande eller avskiljande konstruktion skall kunna fullgöra sin funktion såväl under brandförloppets uppvärmningsfas som under dess avsvalningsfas, är en sådan normmässig obalans mellan de båda fasernas temperatur-tid-karaktäristika självfallet mycket otillfredsställande.

3

I försöksnormen »Aluminiumkonstruktioner» och Svensk Byggnorm 67 föreskrivet samband mellan brandcellstemperatur  $\vartheta_t$  och brandtid  $t$  för varierande öppningsfaktor  $A\sqrt{h}/A_t$  vid brandbelastning av träbränsletyp.  $\vartheta_0$  = brandcellstemperatur vid  $t=0$ .  
 — — — = standardkurva enligt ISO/TC 92.



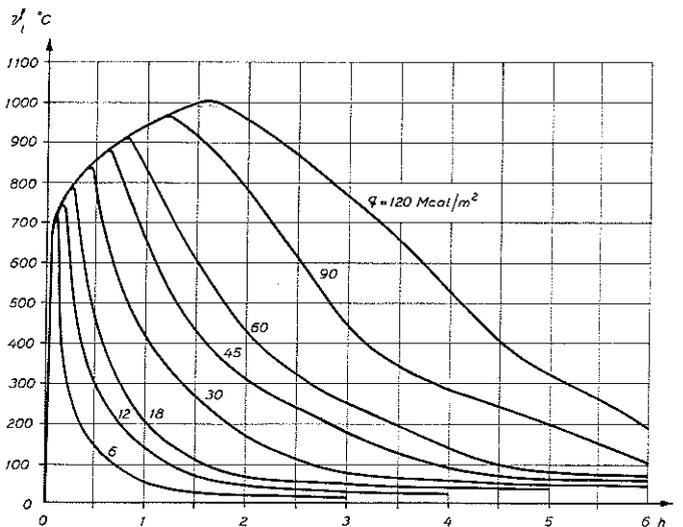
In the Swedish specifications for aluminium structures and Svensk Byggnorm 67 recommended relationships between fire cell temperature  $\vartheta_t$  and the time  $t$  for varying opening factors  $A\sqrt{h}/A_t$  at a fire load of wood fuel.  $\vartheta_0$  = fire cell temperature when  $t=0$ .  
 — — — = standard curve according to ISO/TC 92.



4

Teoretiskt beräknade tidkurvor för gastemperaturen  $\vartheta_t$  vid varierande brandbelastning  $q$  för brandcell med öppningsfaktorn  $A\sqrt{h}/A_t = 0,04 \text{ m}^{1/2}$  och med omslutande konstruktioner, som utformats med 20 cm tjocklek i ett material med värmeledningstalet  $\lambda = 0,7 \text{ kcal/m h}^{\circ}\text{C}$  och värmekapaciteten  $\gamma_c = 400 \text{ kcal/m}^3 \text{ }^{\circ}\text{C}$  som representativa medelvärden inom för brandpåverkan aktuellt temperaturområde [12]

Theoretically calculated time curves for gas temperature  $\vartheta_t$  with varying fire load  $q$  for a fire cell with an opening factor  $A\sqrt{h}/A_t = 0.04 \text{ m}^{1/2}$  and with enclosing structures of 20 cm thick material with thermal conductivity  $\lambda = 0.7 \text{ kcal/m h}^{\circ}\text{C}$  and heat capacity  $\gamma_c = 400 \text{ kcal/m}^3 \text{ }^{\circ}\text{C}$  as representative mean values within the temperature ranges associated with fires [12]

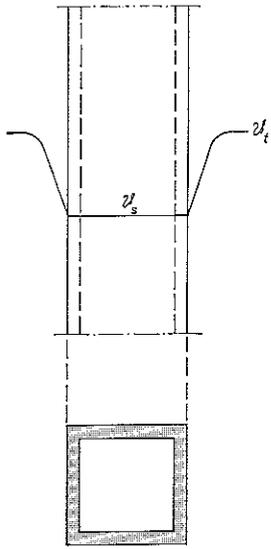


En nyanserad beräkning av det fullständiga brandförloppets gastemperatur-tid-kurva kan i det enskilda fallet göras över brandcellens värme- och massbalanskvationer [7], [11], [12], om tidkurvan för den värmemängd som per tidsenhet frigörs vid förbränningen är känd. För förbränningstekniskt icke väldefinierade bränslen, till exempel trä, är det förenat med mycket stora svårigheter att experimentellt bestämma denna tidkurva, och för närvarande är som följd härav den för träbränsle gällande tidkurvan inte känd. I dag saknas i fråga om träbränsle erforderliga kunskaper om sådana i sammanhanget väsentliga delfrågor som en översättning från vid en brand registrerad viktminskning av bränslet per tidsenhet till frigjord värmemängd eller en uppdelning på uppvärmnings- och avsvainingsfas av totalt effektivt värmevärde vid fullständig förbränning.

I det skildrade utgångsläget har problemet angräpts på följande sätt vid Institutionen för byggnadsstatik vid LTH [12]. För i litteraturen redovisade noggrant karakteriserade fullskaleförsök med träbränslebränder i brandrum har för varje enskilt försök teoretiskt beräknats den tidkurva för per tidsenhet frigjord värmemängd som för det fullständiga brandförloppet ger största möjliga överensstämmelse mellan teoretiskt beräknat och experimentellt bestämt gastemperatur-tid-samband för brandrummet. Ur sålunda framtaget material har representativa, på ett förenklat sätt uppbyggda tidkurvor konstruerats för per tidsenhet frigjord värmemängd vid varierande förutsättningar. Dessa tidkurvor har i sin tur fått bilda underlag för en systematisk teoretisk bestämning av det fullständiga brandförloppets gastemperatur-tid-samband vid variation i brandrummets geometriska och termiska karakteristika, öppningsfaktor och brandvaraktighet eller bränslemängd. Undersökningen, som ännu ej publicerats, har utförts av Sven Erik Magnusson och Sven Thelandersson [12]. En fragmentarisk exemplifiering av resultat från undersökningen ger bild 4. Där redovisas teoretiskt beräknade gastemperatur-tid-kurvor vid varierande brandbelastning  $q$  för ett brandrum med öppningsfaktor  $A\sqrt{h}/A_t = 0,04 \text{ m}^{1/2}$  och med omslutande konstruktioner, som med 20 cm tjocklek utformats i ett material med värmeledningstalet  $\lambda = 0,7 \text{ kcal/mh}^{\circ}\text{C}$  och värmekapaciteten  $\gamma_c = 400 \text{ kcal/m}^3 \text{ }^{\circ}\text{C}$  som representativa medelvärden inom det temperaturområde som är aktuellt för brandpåverkan.

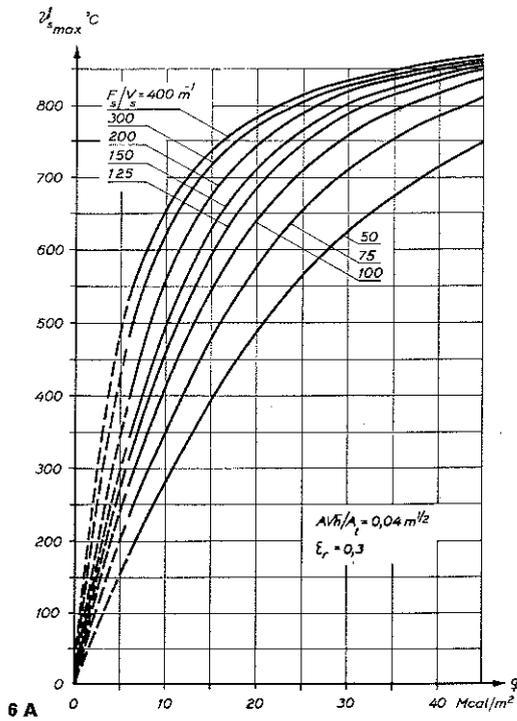
**Temperatur-tid-fält för brandpåverkad oisolerad stålkonstruktion**

En beräkningsmässig översättning av en brandcells gastemperatur-tid-kurva till en temperatur-tid-kurva för brandpåverkad konstruktion är förhållandevis lätt genomförbar för ett oisolerat stålbärverk. För ett sådant ger en värmebalanskvation baserad på att den värmemängd som under ett tidssteg  $\Delta t$  passerar

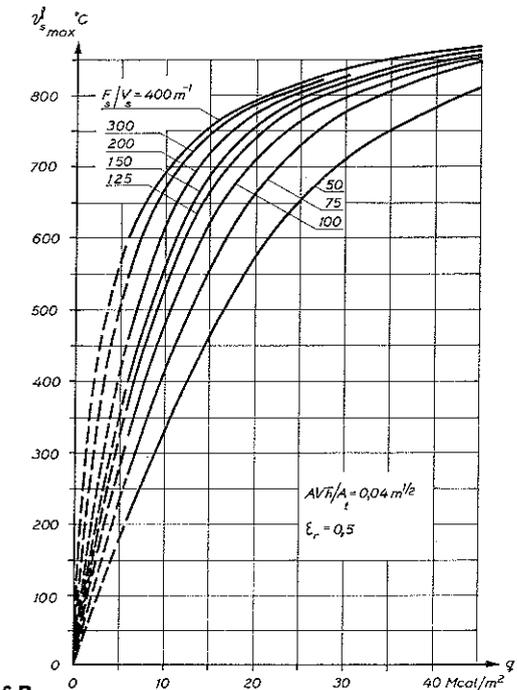


5  
Allsidigt brandpåverkad, oisolerad stålprofil.  
 $\vartheta_t$  = brandcellens gastemperatur  
 $\vartheta_s$  = stålprofilens temperatur.

Non-insulated steel section exposed to fire on all surfaces  
 $\vartheta_t$  = gas temperature of the fire cell  
 $\vartheta_s$  = temperature of the steel section.



6 A



6 B

Maximal ståltemperatur  $\vartheta_{s,max}^i$  för brandpåverkad, oisolerad stålprofil vid varierande brandbelastning  $q$ , profilförhållande  $F_s/V_s$  och resulterande emissionstal  $\epsilon_r$  för brandcell med öppningsfaktorn  $A\sqrt{h}/A_t = 0,04 m^{1/2}$  och med karakteristika för brandgastemperaturens tidsvariation enligt bild 4

eller

$$\Delta\vartheta_s = \frac{\alpha}{\gamma_s c_{ps}} \cdot \frac{F_s}{V_s} (\vartheta_t - \vartheta_s) \Delta t \quad (2)$$

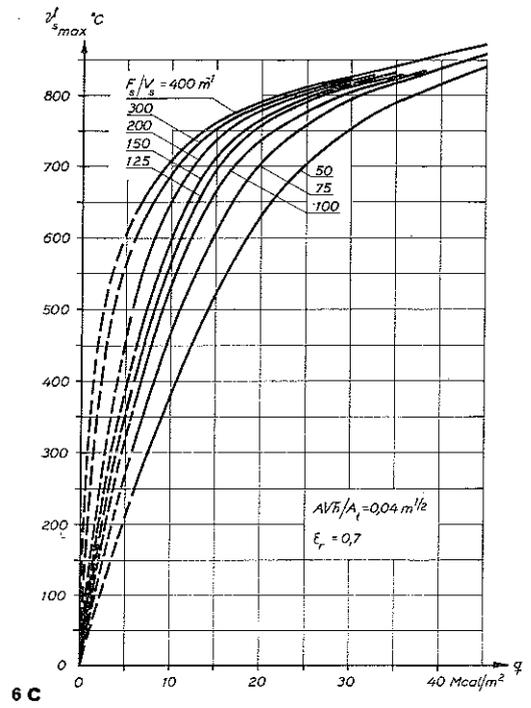
där

- $\vartheta_t$  = brandcellens gastemperatur vid tiden  $t$ ,
- $\vartheta_s$  = stålprofilens temperatur vid tiden  $t$ ,
- $\gamma_s$  = profilmaterialets densitet,
- $c_{ps}$  = profilmaterialets specifika värme,
- $F_s$  = stålprofilens mot branden exponerade yta per längdenhet av bärverket,
- $V_s$  = stålprofilens volym per längdenhet av bärverket samt
- $\alpha$  = gränsskiktets värmeövergångstal.

6

Maximum steel temperature  $\vartheta_{s,max}^i$  for fire exposed non-insulated steel section at varying fire load  $q$ , relation  $F_s/V_s$  and resultant emissivity  $\epsilon_r$  if the steel section is located in a fire cell with an opening factor  $A\sqrt{h}/A_t = 0,04 m^{1/2}$  and with characteristics for fire gas temperature's time variation according to fig 4

Maximum steel temperature  $\vartheta_{s,max}^i$  for fire exposed non-insulated steel section at varying fire load  $q$ , relation  $F_s/V_s$  and resultant emissivity  $\epsilon_r$  if the steel section is located in a fire cell with an opening factor  $A\sqrt{h}/A_t = 0,04 m^{1/2}$  and with characteristics for fire gas temperature's time variation according to fig 4



6 C

För värmeövergångstalet  $\alpha$  gäller därvid det för ordinarie praktiska beräkningar tillräckligt noggranna uttrycket

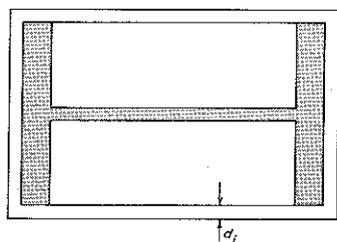
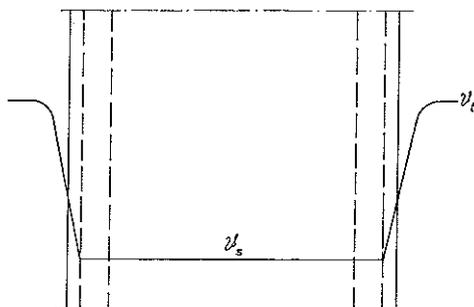
$$\alpha = 25 + \frac{4,96\epsilon_r}{\vartheta_t - \vartheta_s} \left[ \left( \frac{\vartheta_t + 273}{100} \right)^4 - \left( \frac{\vartheta_s + 273}{100} \right)^4 \right] \text{ kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C} \quad (3)$$

uppbyggt av en konstant konvektionsdel och en temperaturberoende strålningsdel, bestämd genom Stefan-Boltzmanns strålningslag. Därvid betecknar  $\epsilon_r$  det resulterande emissionstalet, vilket beror dels av brandgasers, flammors eller glödande partiklars emissionstal  $\epsilon_t$ , dels av den brandpåverkade stålprofilens emissionstal  $\epsilon_s$  enligt sambandet

$$\frac{1}{\epsilon_r} = \frac{1}{\epsilon} + \frac{1}{\epsilon_s} - 1 \quad (4)$$

Förhållandet gäller strängt endast för strålning mellan planparallella ytor.

Ur ekv (2)-(4) kan vid given brandförloppstemperatur  $\vartheta_t$  tidkurvan för brandpåverkad, oisolerad stål-bärverks temperatur  $\vartheta_s$  direkt bestämmas genom en numerisk differensräkning med beaktande av värmeövergångstalets  $\alpha$  och specifika värmets  $c_{ps}$  temperaturberoende. Genom en systematiserad sådan bestämning över programmering och datamaskinbehandling har vid institutionen tagits fram ett diagramunderlag för en kvalificerad brandteknisk dimensionering. Ur detta kan direkt erhållas maximal temperatur  $\vartheta_{s,max}^i$  för ett brandpåverkad, oisolerad stål-bärverk vid varierande öppningsfaktor  $A\sqrt{h}/A_t$ , brandbelastning  $q$  eller längd för uppvärmningsfasen  $T$ , stålprofilförhållande  $F_s/V_s$  och resulterande emissionstal  $\epsilon_r$ . Dimensioneringsunderlaget kommer att publiceras i sin helhet vid ett senare tillfälle. Exemplicering av underlaget ger bild 6. Där redovisas beräknad maximal ståltemperatur  $\vartheta_{s,max}^i$  som funk-



7

Allsidigt brandpåverkad, isolerad stålprofil vid förenklade karakteristika för isoleringens temperaturgradient.

$\vartheta_t$  = brandcellens gastemperatur

$\vartheta_s$  = stålprofilens temperatur.

Insulated steel section exposed to fire on all surfaces with simplified characteristics for the temperature gradient of the insulation.

$\vartheta_t$  = gas temperature of the fire cell

$\vartheta_s$  = temperature of the steel section.

tion av profilförhållandet  $F_s/V_s$  och brandbelastning-  
en  $q$  för en brandcell med öppningsfaktorn  $A\sqrt{h}/A_t =$   
 $=0,04 \text{ m}^{1/2}$  och med karakteristika för brandgastem-  
peraturens tidsvariation enligt bild 4. Figurens olika  
diagram svarar mot de tre resulterande emissions-  
talen  $\varepsilon_r=0,3, 0,5$  respektive  $0,7$ . Allmänt rekomen-  
dationsmässigt gäller därvid att  $\varepsilon_r=0,7$  är approxi-  
mativt representativt för en i brandcellen placerad  
stålpelare,  $\varepsilon_r=0,5$  för en i brandcellens taknivå pla-  
cerad stålbalk och  $\varepsilon_r=0,3$  för en utanför fasaden  
placerad stålpelare.

### Temperatur—tid-fält för brandpåverkad isolerad stålkonstruktion

För isolerat stålbärverk anger litteraturen en serie  
närbesläktade, för ordinära praktiska förhållanden  
tillfredsställande närmemetoder för att bestämma  
den temperatur  $\vartheta_s$  som vid brandpåverkan uppkom-  
mer i det inneslutna stålbärverket [2]—[5], [8],  
[13], [14]. Metoderna förutsätter som regel

- linjär temperaturgradient och försummat upp-  
värmningsbidrag för isoleringen, vilket gäller bättre  
ju mindre isoleringstjockleken är

- temperaturoberoende termiska egenskaper för  
såväl stålbärverk som isolering — en approximation  
vilken i viss utsträckning kan kompenseras genom  
val av för aktuellt temperaturområde representativa  
medelvärden

- för isoleringen endimensionell värmeledning, vars  
giltighet ökar med minskad hörneffekt.

Under dessa förutsättningar ger en värmebalans-  
ekvation baserad på att den värmemängd som under  
ett tidssteg  $\Delta t$  passerar genom konstruktionens  
gränsskikt och isolering åtgår till att höja stålpro-  
filens temperatur  $\Delta\vartheta_s$  det med ekv (2) analoga sam-  
bandet (bild 7)

$$\Delta\vartheta_s = \frac{A_i}{\left(\frac{1}{\alpha} + \frac{d_i}{\lambda_i}\right) \gamma_s c_{ps} V_s} (\vartheta_t - \vartheta_s) \Delta t \quad (5)$$

med som nytillkomna storheter

$A_i$  = isoleringens medelmantelyta per längdenhet  
av bärverket,

$d_i$  = isoleringens tjocklek samt

$\lambda_i$  = isoleringens värmeledningstal.

Ur ekv (3)—(5) kan vid given brandförloppstempe-  
ratur  $\vartheta_t$  och konstruktionsutformning stålprofilens  
temperatur  $\vartheta_s$  beräknas genom ett numeriskt diffe-  
rensförfarande med hänsyn tagen till temperatur-  
beroende för värmeövergångstalet  $\alpha$ , stålets speci-  
fika värme  $c_{ps}$  och isoleringens värmeledningstal  $\lambda_i$ .  
Sambandet har en uppbyggnad som underlättar en  
systematiserad resultatframställning i diagramform.  
Vid institutionen har ett sådant dimensioneringsun-  
derlättande diagramunderlag tagits fram, ur vilket  
direkt kan erhållas maximal stålprofiltemperatur  
 $\vartheta_{s,max}$  vid varierande öppningsfaktor  $A\sqrt{h}/A_t$ ,  
brandbelastning  $q$ , isoleringsprofilförhållande  $A_i/V_s$   
samt förhållande  $d_i/\lambda_i$  för isoleringen. Underlaget,  
som i sin helhet kommer att publiceras i annat sam-  
manhang, exemplifieras av bild 8, vilken ger beräk-  
nad maximal stålprofiltemperatur  $\vartheta_{s,max}$  som funk-  
tion av förhållandet  $A_i/V_s$  och brandbelastningen  $q$   
för  $d_i/\lambda_i$ -värdena  $0,05, 0,1, 0,2$  och  $0,3 \text{ m}^2\text{h}^\circ\text{C/kcal}$   
vid en brandcell med öppningsfaktorn  $A\sqrt{h}/A_t =$   
 $=0,04 \text{ m}^{1/2}$  och med karakteristika för brandgastem-  
peraturens tidsvariation enligt bild 4. Diagrammet  
förutsätter ett resulterande emissionstal  $\varepsilon_r=0,7$ . I  
kombination med bild 6 C, vilken med giltighet för  
oisolerad stålprofil beskriver gränsfallet  $d_i/\lambda_i=0$ , ger  
diagrammen i bild 8 en god belysning av ökningen i  
brandmotstånd för ett isolerat stålbärverk med växande  
 $d_i/\lambda_i$ . Vid en kritisk stålprofiltemperatur  $\vartheta_{s,max}$   
av  $500^\circ\text{C}$  ger till exempel diagrammen för isole-  
ringsprofilförhållandet  $A_i/V_s = 150 \text{ m}^{-1}$  en tillåten  
brandbelastning  $q$ , som vid aktuella brandrumska-  
rakteristika uppgår till  $7, 21, 33, 55$  och  $68 \text{ Mcal/m}^2$   
omslutningsyta vid  $d_i/\lambda_i=0, 0,05, 0,1, 0,2$  respektive  
 $0,3 \text{ m}^2\text{h}^\circ\text{C/kcal}$ .

Ett i förhållande till ekv (5) vidareutvecklat, något  
noggrannare närbesläktat samband för en beräkning av  
brandpåverkad isolerad stålprofils temperatur  $\vartheta_s$  kan  
erhållas genom en komplettering med ett approxi-  
mativt hänsynstagande till den värmemängd som åtgår  
för isoleringens uppvärmning. Med isoleringens  
medeltemperaturökning för tidssteget  $\Delta t$  satt till  
 $1/2 \cdot (\Delta\vartheta_t + \Delta\vartheta_s)$  leder en sådan vidareutveckling till  
 $\Delta\vartheta_s$ -uttrycket

$$\Delta\vartheta_s = \frac{(\vartheta_t - \vartheta_s) \Delta t}{\left(\frac{1}{\alpha} + \frac{d_i}{\lambda_i}\right) \gamma_s c_{ps} \frac{V_s}{A_i} \left(1 + \frac{d_i \gamma_i c_{p1} A_i}{2 \gamma_s c_{ps} V_s}\right)} - \frac{\Delta\vartheta_t}{\frac{2 \gamma_s c_{ps} V_s}{d \gamma_i c_{p1} A_i} + 1} \quad (6)$$

med som nytillkomna storheter

$\gamma_i$  = isoleringsmaterialets densitet och

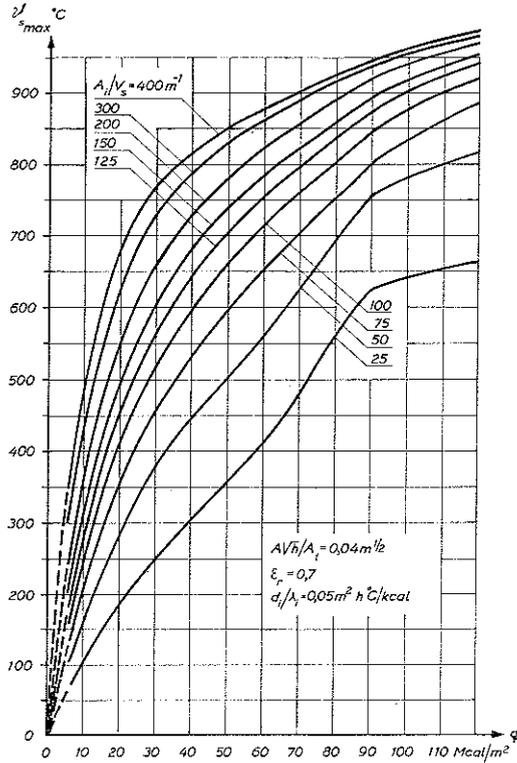
$c_{p1}$  = isoleringsmaterialets specifika värme.

En sträng behandling av det ovan med olika grad

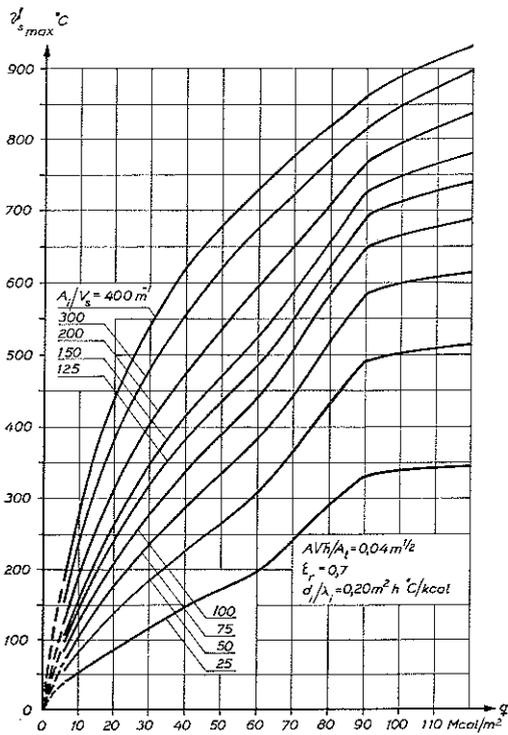
8

Maximal ståltemperatur  $\vartheta_{s,max}$  för brandpåverkad, isolerad stålprofil, beräknad ur närme-samband enligt ekv (5) för varierande brandbelastning  $q$ , förhållande  $A_1/V_s$  och förhål-lande  $d_1/\lambda_1$  vid brandcell med öppningsfaktorn  $A\sqrt{h}/A_t=0,04$   $m^{1/2}$  och med karakteristika för brandgastemperaturens tids-variation enligt bild 4. Result-terande emissionstal  $\epsilon_r=0,7$ .

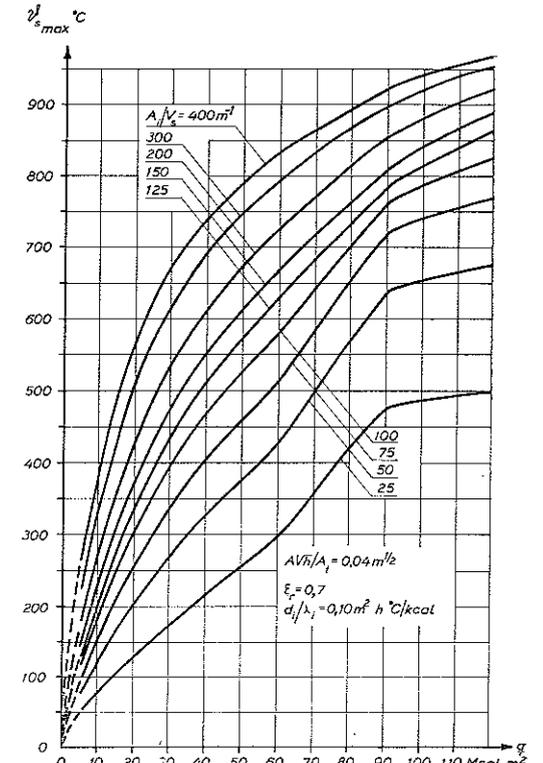
Maximum steel temperature  $\vartheta_{s,max}$  for an insulated steel section exposed to fire and calculated using Eq. (5) for varying fire load  $q$ , relationship  $A_1/V_s$  and relationship  $d_1/\lambda_1$  if the insulated steel section is located in a fire cell with opening factor  $A\sqrt{h}/A_t=0.04$   $m^{1/2}$  and with characteristics for the gas temperature's time variations according to fig 4. The resulting emissivity  $\epsilon_r=0.7$ .



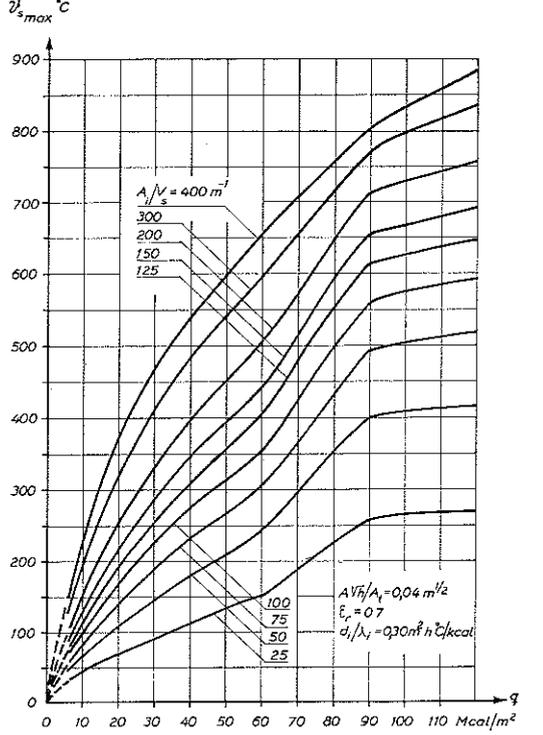
8 A



8 B



8 C



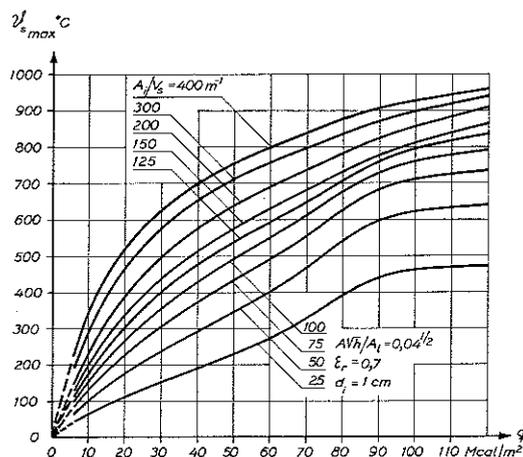
8 D

av noggrannhet approximativt studerade problemet ning över Fouriers värmeledningsekvation vid icke stationärt tillstånd och vid värmeledningstal och specifikt värme som på ett icke försumbart sätt är temperaturberoende. Praktiskt genomförs en sådan beräkning lämpligen över programmering och data-kräver för stålkonstruktionens isolering en beräk-

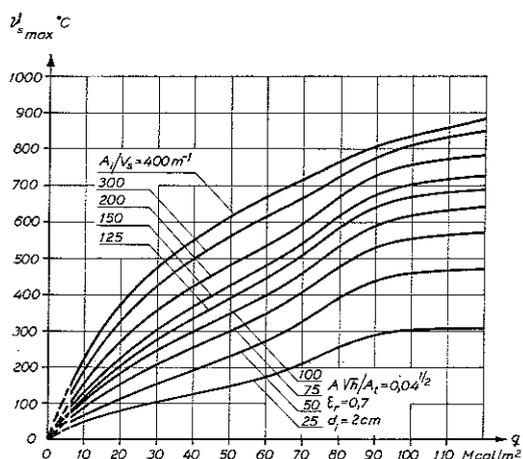
maskinbehandling för konstruktionen indelad i element. För varje element tecknas därvid en värme-balans ekvation, det vill säga uttryck uppställs för de värmemängder som under ett kort tidssteg  $\Delta t$  går in i respektive passerar ut ur elementet samt för till därvid funnen värmemängdsdifferens hörande uppvärmning eller avsvälning  $\Delta\vartheta$  av elementet. De

9

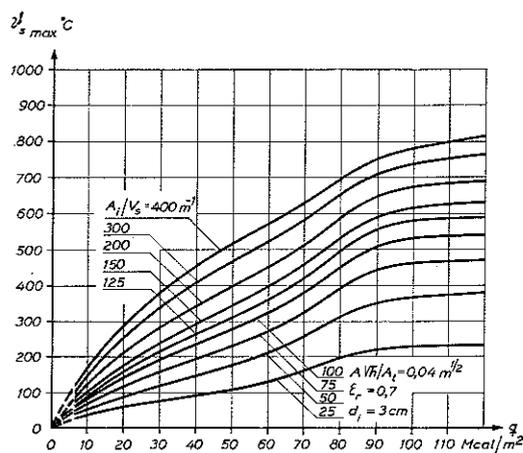
Noggrant beräknad maximal ståltemperatur  $\vartheta_{s,max}$  för brandpåverkad med Vermiculiteputsen Pyrodur (densitet 315 kg/m<sup>3</sup>) isolerad stålprofil för varierande brandbelastning  $q$ , förhållande  $A_1/V_s$  och isoleringstjocklek  $d_i$  vid brandcell med öppningsfaktor  $A\sqrt{h}/A_t = 0,04 \text{ m}^{1/2}$  och med karakteristika för brandgastemperaturens tidsvariation enligt bild 4. Resultierande emissionstal  $\epsilon_t = 0,7$ . Temperaturberoende värmeledningsstal  $\lambda_i$  och specifikt värme  $c_{p,i}$  för isoleringen enligt vid Statens provningsanstalt och Höganäs AB genomförda provningar.



9 A



9 B



9 C

på detta sätt erhållna värmebalanssambanden för den samlade konstruktionen ger ett system av första ordningens differentialekvationer, varvid antalet ekvationer är lika med antalet element och de obekanta utgörs av temperaturen i varje elements mittpunkt. Systemet kan utan svårighet integreras genom till exempel ett Runge-Kutta-förfarande. För den mer detaljerade beräkningstekniken i tillämpning på isolerad stålkonstruktion hänvisas till [6], där också de

beräkningstekniska komplikationer behandlas som uppstår vid isoleringsmaterial med kritisk sönderfallstemperatur och med ett specifikt värme som uppvisar diskontinuitet på grund av fysikaliska och kemiska förändringar orsakade av uppvärmningen.

En noggrann beräkning av en brandpåverkad, isolerad stålprofils temperaturvariation enligt den ovan summariskt beskrivna tekniken med målsättningen att ta fram ett systematiskt dimensioneringsunderlag av typ enligt bild 6 och 8 måste naturligen ges en direkt koppling till ett specifikt isoleringsmaterial. Exempel på ett sådant dimensioneringsunderlag ger bild 9, i vilken redovisas noggrant beräknad maximal ståltemperatur  $\vartheta_{s,max}$  för med Vermiculiteputsen Pyrodur isolerad stålprofil vid varierande brandbelastning  $q$ , förhållande  $A_1/V_s$  och isoleringstjocklek  $d_i$  vid en brandcell med öppningsfaktor  $A\sqrt{h}/A_t = 0,04 \text{ m}^{1/2}$  och med karakteristika för brandgastemperaturens tidsvariation enligt bild 4.

### Brandpåverkad stålkonstruktions bärförmåga

Vid känd temperatur-tid-kurva för brandpåverkad stålkonstruktion kan bärförmågan vid varje tidpunkt av brandpåverkan beräknas över kunskaper om hållfasthets- och deformationsegenskapernas temperaturberoende för aktuellt stålmaterial. För mjukt konstruktionsstål illustreras detta temperaturberoende av bild 10, vilken för temperaturområdet 0–600°C visar variationen av brotthållfastheten  $\sigma_B$ , sträckgränsen  $\sigma_s$  och elasticitetsmodulen  $E$  [8].

Av de redovisade egenskaperna är sträckgränsen  $\sigma_s$  ensam avgörande för det brandpåverkade bärverkets bärförmåga eller brandmotstånd vid drag-, tryck- eller böjbrott. Enligt litteraturuppgifter baserade på renodlade experimentella undersökningar synes denna bärförmåga med tillfredsställande noggrannhet kunna beräknas med konventionell gränslastmetod för ideal-elastoplastiskt material [8], [15].

För ett böjmomentbelastat tvärsnitt innebär detta ett brottmoment  $M_{brott}$ , bestämt ur sambandet

$$M_{brott} = \sigma_{s\vartheta} W_p \tag{7}$$

där

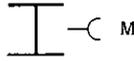
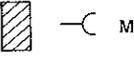
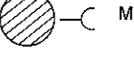
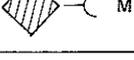
$\sigma_{s\vartheta}$  = stålmateriallets sträckgränsvärde vid stålprofiltemperaturen  $\vartheta_s$  och

$W_p$  = tvärsnittets plastiska motståndsmoment.

Brott inträffar för det brandpåverkade tvärsnittet, då  $M_{brott}$  genom sträckgränstens  $\sigma_{s\vartheta}$  minskning reducerats till av brukslasten orsakat, maximalt tillåtet böjmoment  $M_{till}$ , vid elasticitetsteoretisk dimensionering bestämt genom uttrycket

$$M_{till} = \frac{1}{s} \sigma_s W_e \tag{8}$$

**Tabell 1**  
Kritiska ståltemperaturens  $\vartheta_{s,kr}$  variation med tvärsnittsformen för med utnyttjandegraden  $\beta=1$  böjmomentbelastat tvärsnitt.  $s=1,7$ .

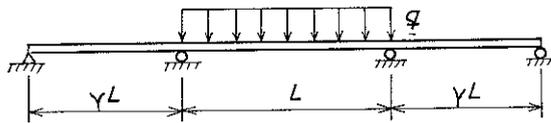
Tvärsnittsform	$\alpha_p$	$\sigma_{s\vartheta}/\sigma_s$	$\vartheta_{s,kr}$
 M	1,15	0,512	475°C
 M	1,50	0,392	535°C
 M	1,70	0,346	555°C
 M	2	0,294	580°C

**Table 1**  
The variation of the critical steel temperature  $\vartheta_{s,kr}$  with the form of a cross section loaded by a bending moment with utilization factor  $\beta=1$ ,  $s=1.7$ .

**Tabell 2**  
Kritiska ståltemperaturens  $\vartheta_{s,kr}$  variation med utnyttjandegraden  $\beta$  för böjmomentbelastat I-tvärsnitt med plasticeringsfaktorn  $\alpha_p=1,15$ .  $s=1,7$ .

$\beta$	0,4	0,6	0,8	1	1,2	1,4
$\sigma_{s\vartheta}/\sigma_s$	0,205	0,307	0,410	0,512	0,614	0,717
$\vartheta_{s,kr}$ (°C)	615	575	525	475	420	360

**Table 2**  
The variation of the critical steel temperature  $\vartheta_{s,kr}$  with the utilization factor  $\beta$  for an I cross section loaded by a bending moment and having a plasticity factor  $\alpha_p=1.15$ ,  $s=1.7$ .

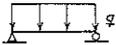
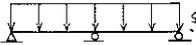
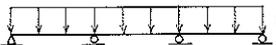


I	$\gamma$	0	0,25	0,5	0,75	1	1,5	2
	$\sigma_{s\vartheta}/\sigma_s$		0,384	0,448	0,512	0,462	0,426	0,384
$\alpha_p=1,15$	$\vartheta_{s,kr}$ (°C)	540	510	475	500	520	540	550
	$\sigma_{s\vartheta}/\sigma_s$	0,294	0,343	0,392	0,354	0,327	0,294	0,275
	$\vartheta_{s,kr}$ (°C)	580	555	535	555	565	580	590

**Tabell 3**  
Kritiska ståltemperaturens  $\vartheta_{s,kr}$  variation med spännviddsförhållande  $\gamma$  för enligt figuren belastad och utformad kontinuerlig balk med konstant tvärsnitt. Utnyttjandegrad  $\beta=1$ , säkerhetsfaktor  $s=1,7$ .

**Table 3**  
The variation of the critical steel temperature  $\vartheta_{s,kr}$  with the span length ratio  $\gamma$  for a continuous beam having constant cross section and loaded according to the figure. Utilization factor  $\beta=1$ , safety factor  $s=1.7$ .

**Tabell 4**  
Kritiska ståltemperaturen  $\vartheta_{s,kr}$  för balk i ett respektive två och tre lika spann med konstant I-tvärsnitt ( $\alpha_p=1,15$ ). Jämnt fördelad last  $q$ . Utnyttjandegrad  $\beta=1$ , säkerhetsfaktor  $s=1,7$ .

	$\sigma_{s\vartheta}/\sigma_s$	$\vartheta_{s,kr}$ (°C)
	0,512	475
	0,352	555
	0,440	510

**Table 4**  
The critical steel temperature  $\vartheta_{s,kr}$  for a beam in one, two and three similar spans and having constant I cross section ( $\alpha_p=1.15$ ). Uniformly distributed load  $q$ . Utilization factor  $\beta=1$ , safety factor  $s=1.7$ .

där  $s$ =säkerhetsfaktor mot sträckgränsens uppnående och  $W_e$ =tvärsnittets elastiska motståndsmoment. Ur ekv (7) och (8) erhålls för det sträckgränsförhållande  $\sigma_{s\vartheta}/\sigma_s$ , vid vilket böjbrott sker för utnyttjat  $M_{t,III}$  sambandet

$$\frac{\sigma_{s\vartheta}}{\sigma_s} = \frac{1}{\alpha_p s} \quad (9)$$

där  $\alpha_p = W_p/W_e$ =tvärsnittets plasticeringsfaktor vid ideal-elastoplastiskt material. Vid partiellt utnyttjande av  $M_{t,III}$  till nivån

$$M = \beta M_{t,III} \quad (10)$$

där  $\beta$ =utnyttjandegraden modifieras ekv (9) till

$$\frac{\sigma_{s\vartheta}}{\sigma_s} = \frac{\beta}{\alpha_p s} \quad (11)$$

I kombination med bild 10 ger ekv (11) det till aktuell tvärsnittsform, säkerhetsfaktor  $s$  och utnyttjandegrad  $\beta$  hörande ståltemperaturvärde  $\vartheta_{s,kr}$  vid vilket brott genom brandpåverkan inträffar. Ur diagram av den typ som redovisas i bild 6, 8 och 9, erhålls därpå häremot svarande brandbelastning  $q$  vid gällande brandcells-karaktäristika. En belysning av den kritiska stålprofiltemperaturens  $\vartheta_{s,kr}$  starka variation med tvärsnittsform och utnyttjandegrad ger tabellerna 1 och 2.

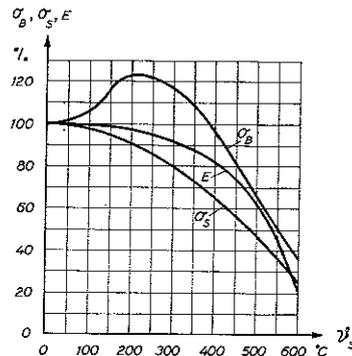
En övergång från statiskt bestämt till statiskt obestämt stålbärverk inför som ytterligare väsentlig influens på kritisk stålprofiltemperatur  $\vartheta_{s,kr}$  grad och typ av inspänning. Problematiken illustreras för det renodlade fallet, då inga tvångkrafter påförs konstruktionen vid uppvärmningen, av tabellerna 3 och 4. I tabellerna redovisas för några olika belastnings- och spännviddsförhållanden vid kontinuerlig balk med konstant tvärsnitt det  $\sigma_{s\vartheta}/\sigma_s$  och  $\vartheta_{s,kr}$  som svarar mot brott genom brandpåverkan, om balkarna är elasticitetsteoretiskt bruksstadiedimensionerade

$$\text{med } \sigma_{t,III} = \frac{1}{s} \sigma_s.$$

För tryckt slank stålpelare, som *knäcknings*dimensioneras under förutsättning av initialkrokighet och initial, oavsiktlig lastexcentricitet, gäller för den kritiska tryckspänningen  $\sigma_k = P_k/A$ , där  $A$ =tvärsnittsytan, vid initialkrokighet enligt Dutheil sambandet

$$\sigma_k^2 - \sigma_k \left[ \sigma_s + \pi^2 E \left( 4,8 \cdot 10^{-5} + \frac{1}{\lambda^2} \right) \right] = -\sigma_s \frac{\pi^2 E}{\lambda^2} \quad (12)$$

varvid  $\lambda$  betecknar pelarens fiktiva slankhetstal. Vid en sådan dimensionering är följaktligen ett brandpåverkat stålbärverks bärförmåga avhängigt av temperaturberoendet för såväl sträckgräns  $\sigma_s$  som elas-



10

Brothållfasthetens  $\sigma_B$ , sträckgränsens  $\sigma_s$  och elasticitetsmodulens  $E$  variation med temperaturen för mjukt konstruktionsstål [8]

Tensile strength  $\sigma_B$ , yield point stress  $\sigma_s$  and modulus of elasticity  $E$ 's variation with the temperature for mild structural steel [8].

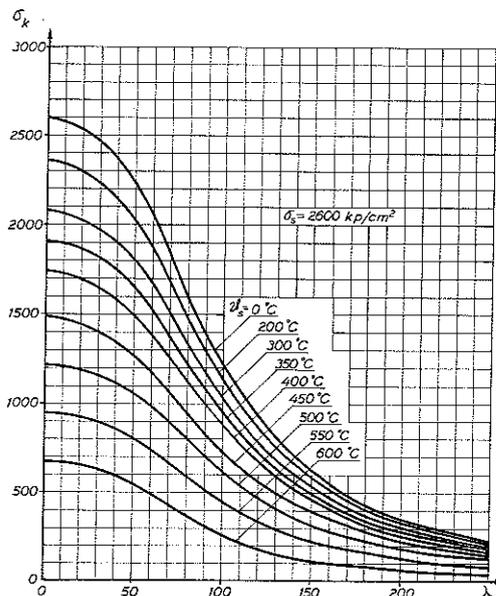
elasticitetsmodul  $E$ . Ur ekv (12) beräknat dimensioneringsunderlättande diagram redovisas exemplifierande i bild 11 [6]. Diagrammet ger för olika stålprofiltemperaturer  $\vartheta_s$  gällande  $\sigma_k$ - $\lambda$ -kurvor med tillämpbarhet för stålpelare i materialkvalitet svarande mot sträckgräns  $\sigma_s=2\,600$  kp/cm<sup>2</sup> vid ordinär rumstemperatur. Kurvorna förutsätter pelare som fritt kan längdändras vid brandpåverkan.

### Sammanfattning

I uppsatsen redovisas principerna för en kvalificerad brandteknisk dimensionering av bärande eller avskiljande stålkonstruktion. I en sådan dimensionering ingår som väsentliga etapper

- karaktärisering av brandbelastningen
- bestämning av det fullständiga brandförloppet gastemperatur-tid-kurva för aktuella brandcells-karaktäristika
- bestämning av tillhörande temperatur-tid-fält för brandpåverkad konstruktion samt
- beräkningsmässig översättning av detta temperatur-tid-fält till bärförmåga för konstruktionen för varje enskild tidpunkt av brandpåverkan.

Med anknytning till brandförlopps-karaktäristika enligt bild 4 presenteras dimensioneringsunderlättande diagram för en direkt bestämning av maximal stålprofiltemperatur för brandpåverkad oisolerad eller isolerad stålkonstruktion. Kritisk stålprofiltemperaturs variation med utnyttjandegrad, tvärsnittsform, typ och grad av inspänning samt brotttyp diskuteras och belyses översiktligt siffermässigt.



11

För varierande ståltemperatur  $\vartheta_s$  beräknat samband mellan knäckningsspänning  $\sigma_k$  och slankhetstal  $\lambda$  för stålpelare i materialkvalitet svarande mot till rumstemperatur hörande sträckgräns  $\sigma_s=2\,600$  kp/cm<sup>2</sup> [6]

The variation with the steel temperature  $\vartheta_s$  of the relationship between buckling stress  $\sigma_k$  and slenderness ratio  $\lambda$  for columns made of steel having a yield point stress at room temperature  $\sigma_s=2\,600$  kp/cm<sup>2</sup> [6].

### Litteratur

- [1] Pettersson, O: *General Programme for Scandinavian Long-Term Fire Engineering Research*. Proceedings No. 129 of the National Swedish Institute for Materials Testing, Stockholm 1963.
- [2] Pettersson, O: *Utvecklingstendenser rörande brandteknisk dimensionering av stålkonstruktioner*. Väg- och vattenbyggaren 1964, Nr 6/7.
- [3] Pettersson, O: *Den byggnadstekniska brandforskningen i dag och i framtiden*. Gullkornet 1964, Nr 2 och 5. — *Structural Fire Engineering Research Today and Tomorrow*. Acta Polytechnica Scandinavica, Ci 33, Stockholm 1965.
- [4] Pettersson, O: *Isolerade metalliska bärverks brandmotstånd*. Gyproc-Nytt 1967, Nr 2.
- [5] Pettersson, O, och Ödeen, K: *Pågående och planerad byggnadsteknisk brandforskning i Sverige*. Rapport 34: 1968 från Statens institut för byggnadsforskning, Stockholm.
- [6] Magnusson, S E, och Pettersson, O: *Brandteknisk dimensionering av isolerad stålkonstruktion i bärande eller avskiljande funktion*. Väg- och vattenbyggaren 1969, Nr 4.
- [7] Kawagoe, K, och Sekine, T: *Estimation of Fire Temperature-Time Curve in Rooms*. Building Research Institute, Occasional Report No. 11, Tokyo 1963. — Kawagoe, K: *Estimation of Fire Temperature-Time Curve in Rooms*. Building Research Institute, Research Paper No. 29, Tokyo 1967.
- [8] Witteveen, J: *Brandveiligheid Staalconstructies*. Centrum Bouwen in Staal, Rotterdam 1966.
- [9] Bryson, J O, och Gross, D: *Techniques for the Survey and Evaluation of Live Floor Loads and Fire Loads in Modern Office Buildings*. US Department of Commerce, National Bureau of Standards, Building Series 16, Washington 1968.
- [10] Sjölin, V: *Brand i bostadsrum — antända genom värmestrålning från kärnvapen*. Stockholm 1969.
- [11] Ödeen, K: *Theoretical Study of Fire Characteristics in Enclosed Spaces*. Division of Building Construction, Royal Institute of Technology, Bulletin No. 10, Stockholm 1963.
- [12] Magnusson, S E, och Thelandersson, S: *Uppvärmnings- och avsvältningsfasernas tid-temperaturkurva för träbränder i slutet rum*. Lund 1969. (Under publicering.)
- [13] Geilinger, W, och Bryl, S: *Feuersicherheit der Stahlkonstruktionen*. IV. Teil. Schweizer Stahlbauverband, Mitteilungen der Technischen Kommission, H. 22, Zürich 1962.
- [14] Fujii, S: *The Theoretical Calculation of Temperature-Rise of Thermally Protected Steel Column Exposed to the Fire*. Building Research Institute, Occasional Report No. 10, Tokyo 1963.
- [15] Witteveen, J: *Theoretische Überlegungen zum Brandverhalten von Stahlkonstruktionen*. Vorträge vom 20. Juni 1968, Stahlbau-Tagung, Hannover. Deutscher Stahlbau-Verband, Köln 1969.

