



LUND UNIVERSITY

Principer för en kvalificerad brandteknisk dimensionering av stålbärverk

Pettersson, Ove

1996

[Link to publication](#)

Citation for published version (APA):

Pettersson, O. (1996). *Principer för en kvalificerad brandteknisk dimensionering av stålbärverk*. (Bulletines of Division of Structural Mechanics and Concrete Construction, Bulletin 12; Vol. Bulletin 12). Lund Institute of Technology.

Total number of authors:

1

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

OVE PETTERSSON

**PRINCIPER FÖR EN KVALIFICERAD BRANDTEKNISK
DIMENSIONERING AV STÅLBÄRVERK**

Föredrag vid Stålbyggnadsdagen i Stockholm den 31 oktober 1968

PRINCIPER FÖR EN KVALIFICERAD BRANDTEKNISK DIMENSIONERING

Av

Professor Ove Pettersson

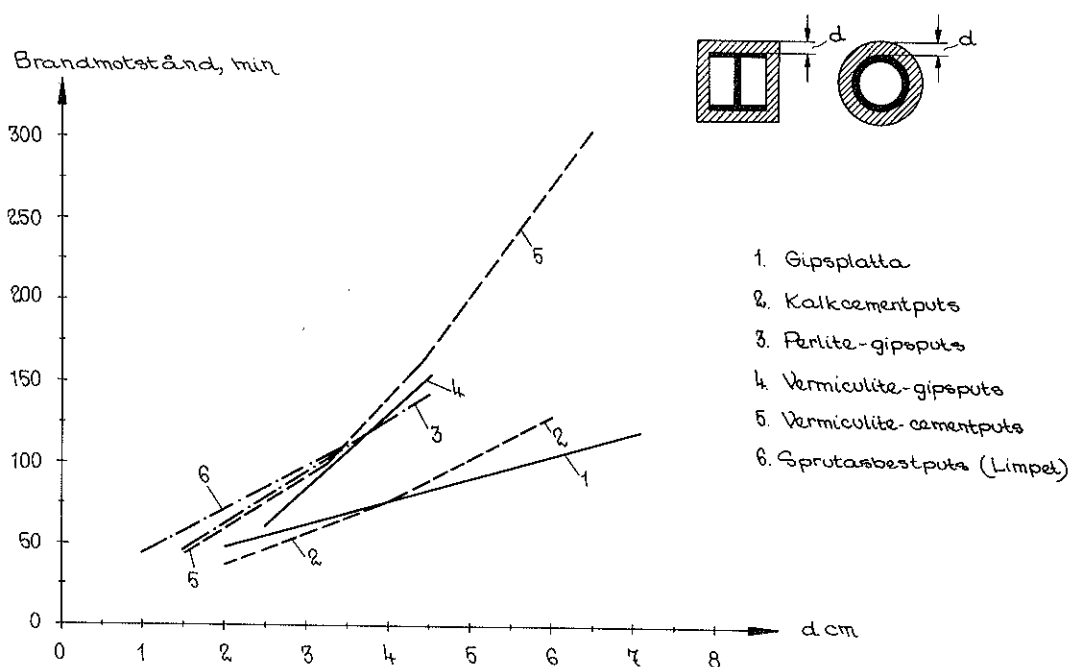
Särtryck ur Stålbyggnadsinstitutets i Stockholm konferenskompendium "Stålbyggnads-
dagen 1968 - Föredrag och diskussionsinlägg", Stockholm 1969

PRINCIPER FÖR EN KVALIFICERAD BRANDTEKNISK DIMENSIONERING AV STÅLBÄRVERK

Professor Ove Pettersson

Medan våra byggnadsverk ordinarnt underkastas en förhållandevis kvalificerad dimensionering med hänsyn till statisk och dynamisk belastning, genomförs deras brandtekniska dimensionering för närvarande i allmänhet starkt schablonmässigt med ledning av experimentellt underbyggda, onyanserade förteckningar över till ett normerat brandförlopp hörande motståndstider för vanligare bärverkstyper. Tillämpade på brandisolerade stålbärverk ger sådana förteckningar för olika isoleringsmaterial och olika brandtekniska klasser gällande minsta isoleringstjocklekar. Dessa tjocklekar förutsätter därvid genomgående, att brott anses inträda, då temperaturen i det isolerade stålbärverket uppgår till ett visst värde. Detta kritiska temperaturvärde varierar icke oväsentligt från land till land men är för varje land en konstant storhet, oberoende av brotttyp och arbetsspänningens storlek. Exempel på ett dimensioneringsunderlag av skildrad art ger den i fig. 1 återgivna, av Boué utarbetade, på en kritisk ståltemperatur av 400°C byggda sammanställningen (1).

Figur 1



En brandteknisk dimensionering enligt de skisserade riktlinjerna, vilka alltså är de i dag konventionellt tillämpade, innebär en stark förenkling av problemet. Något generellt giltigt kritiskt temperaturvärde för ett brandpåverkat stålbärverk existerar ej. Den kritiska temperaturen beror nämligen på ett icke försumbart sätt av storleken av den under branden verkande arbetsspänningen, vilken under brandförloppet kan förändras genom lastminskning eller, omvänt, genom uppkomst av tvångsspänningar från partiellt eller helt förhindrad deformation av bärverket. Därutöver beror den kritiska temperaturen av brotttyp. Vidare är det vid en brandteknisk dimensionering önskvärt att mera nyanserat kunna taga hänsyn till i varje särskilt fall föreliggande förbränningskaraktistika för brandrummet och till konstruktiv detaljutformning av det brandisolerade bärverket.

Invändningar av den anförda typen understryker som angelägen en utveckling i riktning mot en mera kvalificerad brandteknisk dimensionering och en sådan är i dag också möjlig att genomföra i vissa fall.

I stort kan en kvalificerad brandteknisk dimensionering beskrivas genom etapperna a - d (2) - (8).

- a) Val av för aktuellt fall representativa förbränningskaraktistika för i brandrummet förekommande brännbart material (brandbelastning).
- b) Bestämning för dessa förbränningskaraktistika av tidkurvan för brandrumstemperaturen med möjligast noggrant beaktande av brandrumsvolym, storlek och form av fönster- och dörröppningar samt värmetröghets- och strålningsegenskaper för väggar, golv, tak och i brandrummet inneslutna konstruktioner. Bestämningen måste omfatta brandförloppets samtliga, för brandpåverkan väsentliga faser - flam-, glöd- och avsvalningsfaserna - då en brandpåverkad konstruktion normmässigt skall kunna fullgöra sin funktion såväl under uppvärmning som under därpå följande avsvälning.
- c) Teoretisk beräkning för enligt b) bestämd temperatur-tid-kurva för brandrummet av tillhörande temperatur-tid-kurva för av branden påverkat bärverk samt

- d) Bestämning på grundval av enligt c) beräknad temperatur-tidkurva och kunskaper om bärverksmaterialens hållfasthets- och deformationsegenskaper inom för brand aktuellt temperaturområde av den tidpunkt, vid vilken för aktuell arbetsspänning brott inträffar, eller alternativt av den till gällande brandförlopp hörande minsta bärförmågan för bärverket.

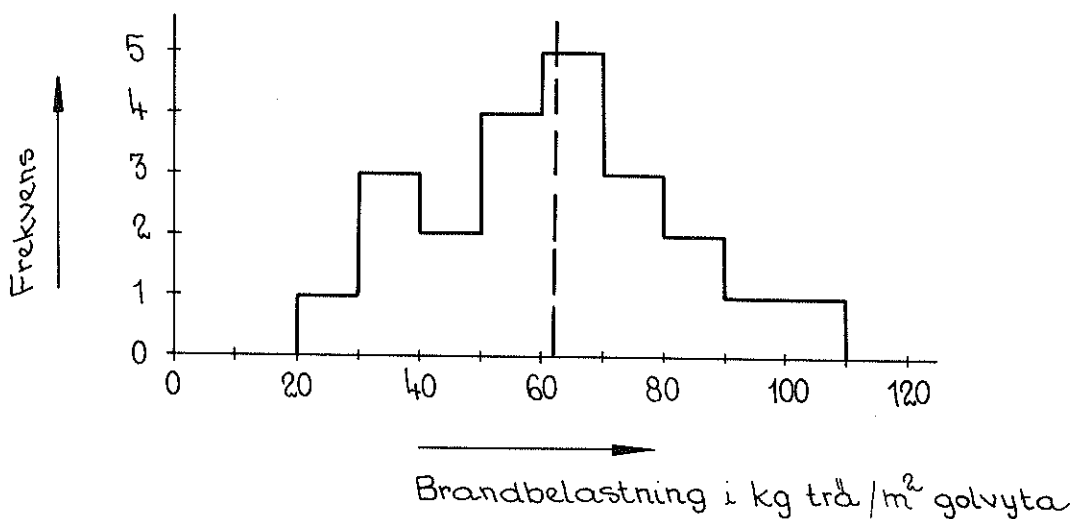
De olika dimensioneringsetapperna belyses diskussionsmässigt i det följande.

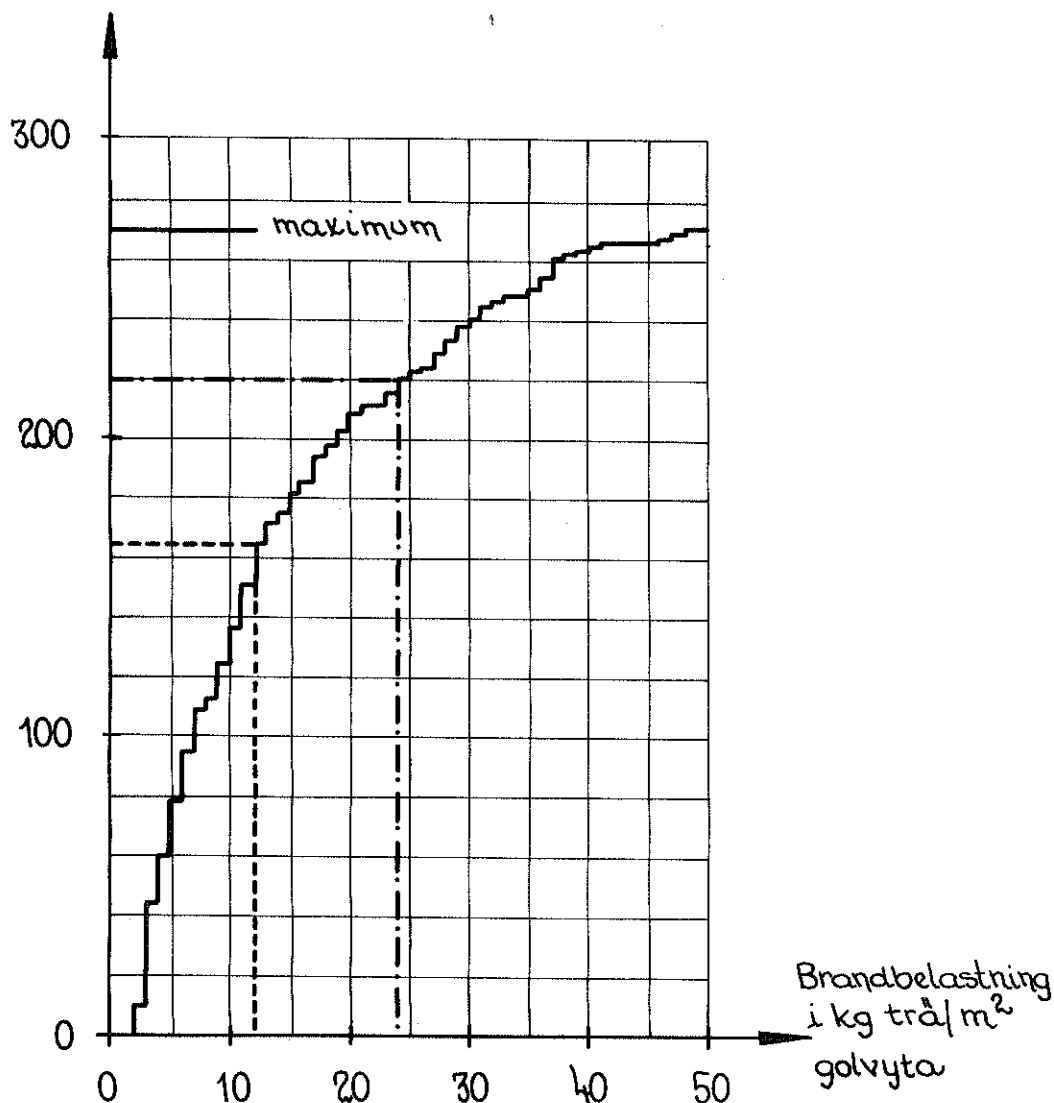
1. Brandbelastning

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

Bortsett från Sverige, definieras brandbelastningen i olika länders bestämmelser och anvisningar för närvarande genomgående som värmevärdemässigt ekvivalent mängd trä i kg per m^2 golvyta av brandcellen. För en på detta sätt angiven brandbelastning redovisar ett flertal länder en förhållandevis omfattande statistik för olika typer av byggnader. Exemplifiering härav ger fig. 2 och 3 med i fig. 2 ett frekvensdiagram för brandbelastningen i japanska kontorshus med bärande betongstomme (9) och i fig. 3 ett fördelningsdiagram för brandbelastningen i moderna holländska kontorshus (10). Ur det förstnämnda diagrammet erhålls ett medelvärde för brandbelastningen av 62 och en standardavvikelse av 10,2 kg trä per m^2 golvyta, medan det senare diagrammet ger en brandbelastning av en annan storleksordning med som dimensionerande värde 12 kg trä per m^2 golvyta, om

Figur 2





- brandbelastning, som innehåller 80% av observerade värden: 24 kg/m²
- brandbelastning, som innehåller 60% av observerade värden: 12 kg/m²

60% av funnet statistiskt material skall innehållas, och 24 kg, om 80% av materialet skall vara täckt. Den stora differensen belyser markant svårigheterna att överföra för ett land upptagen brandbelastningsstatistik till tillämpning för ett annat land med skiljaktigheter i byggnads- och levnadssätt.

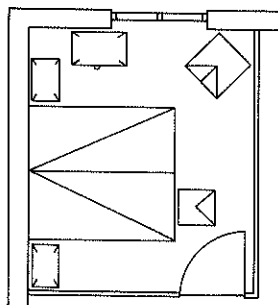
Mot en brandbelastningskaraktisering av skildrad typ kan riktas de allvarliga invändningarna, att redovisnings sättet är dels alltför onyanserat och dels förbränningstekniskt oegentligt därigenom, att storheten bränslemängd per golvytenhet saknar fysikalisk innebörd som en för ett brandförlopp karakteristisk parameter. Sådan innebörd har däremot storheten bränslemängd/total omslutningsyta för brandcellen och av denna anledning har Sverige som första land i världen genom Svensk Byggnorm 67 och försöksnormen "Aluminiumkonstruktioner" (11), (12) övergått till att ange brandbelastningen som den sammanlagda värmemängd q (Mcal/m²), som, refererad till ytenhet av brandcellens totala omslutningsyta A_t (m²), frigörs vid en fullständig förbränning av allt brännbart material i brandcellen, inklusive byggnadsstomme, inredning, beklädnad och golvbeläggning. Beräkningsmässigt innebär detta en bestämning av brandbelastningen ur sambandet

$$q = \frac{1}{A_t} \sum m_v H_v \quad (1)$$

med m_v = totala vikten i kg och H_v = effektiva värmevärdet i Mcal/kg för varje enskilt brännbart material v i brandcellen. I tillämpning på ett för svenska förhållanden statistiskt representativt tvåpersonssovrum illustreras en sådan brandbelastningsberäkning av fig. 4.

Figur 4

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



	m_v	H_v	$m_v H_v$
Sängar	58 kg	4,3 Mcal/kg	249 Mcal
Sängbord	4	4,2	17
Fäktbj	15	4,5	68
Stol	7	4,4	31
Byrå	12	4,2	50
Textilier	55	4,9	270
Dörr	8	4,2	34
			<hr/>
			$\sum m_v H_v = 719$ Mcal, exkl golvbeläggning
			<hr/>
			140
			<hr/>
			$\sum m_v H_v = 859$ Mcal, inkl — — —

$$A_t = 51,3 \text{ m}^2$$

$$q = 719 / 51,3 = 14,0 \text{ Mcal/m}^2 \text{ omslutningsyta, exkl golvbeläggning}$$

$$q = 859 / 51,3 = 16,7 \text{ — — — — — , inkl — — —}$$

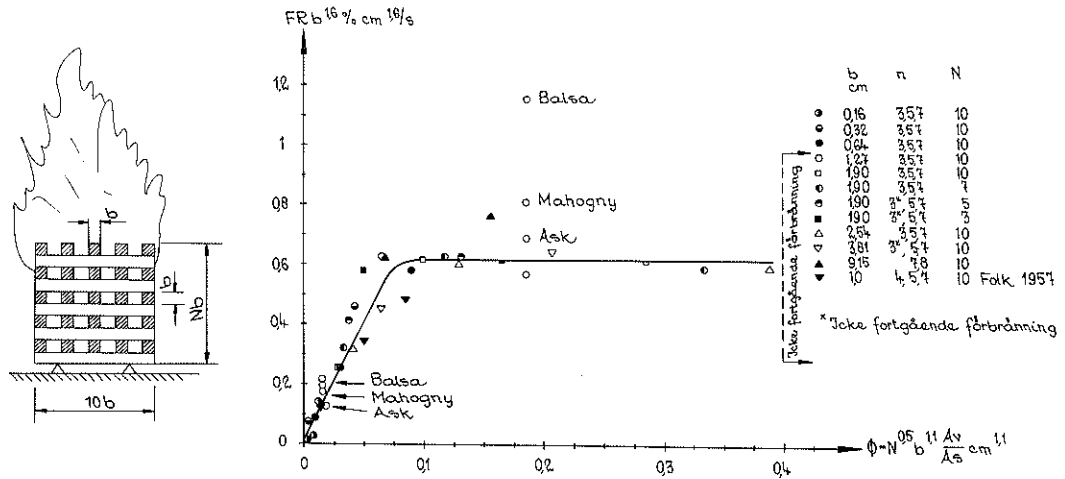
Hög angelägenhetsgrad har en möjligast snar övergång till en i förhållande till ekv. (1) vidareutvecklad brandbelastningsberäkning över samband av typen

$$q = \frac{1}{A_t} \sum \mu_v m_v H_v \quad (2)$$

med μ_v = en dimensionslös koefficient med siffervärden mellan 0 och 1, som för varje enskild brandbelastningskomponent v anger graden av reell förbränning. Koefficienten μ_v är därvid en funktion av bl.a. bränsletyp, bränslets geometriska karakteristika och bränslets placering i brandcellen. För närvarande saknas praktiskt taget helt det experimentella resultatunderlag, som fordras för ett nyanserat, realistiskt val av μ_v -värden, vilket vid en brandbelastnings- och brandförloppsberäkning framtvingar en överdimensionering med avseende på brandvaraktigheten. Högrekventa exempel på brandbelastningskomponenter med μ_v -koefficienter, som avsevärt underskrider värdet 1, utgör golvbeläggning och bokhyllor.

På längre sikt är en vidareutveckling mot en förbränningstekniskt mer nyanserad karakterisering av brandbelastningen ofrånkomlig. En framkomlig väg synes därvid vara en redovisning av såväl brandbelastningens värmevärde q enligt ekv. (2) som tidsvariationen för förbränningshastighet samt för flammors, glödande partiklars och rökgasers strålningsstal. Utöver ovan för brandbelastningen q berörda väsentliga influenser tillkommer för förbränningshastigheten som dominerande inverkningsmaterialens antändningstemperatur - eller för vissa materialtyper för antändning och underhållen förbränning erforderlig värmevärdetillförsel - brandbelastningskomponenternas finfördelningsgrad och brandrummets ventilationskarakteristika. Av dessa tre inverkningsfaktorer är de först- och sistnämnda förhållandevis ingående studerade - dock utan att vara ens tillnärmelsevis för en framtida kvalificerad brandteknisk dimensionering tillräckligt kartlagda. Effekten av variationer i ventilationskarakteristika för brandrummet kommer att belysas summariskt i följande avsnitt om brandförloppet.

Figur 5



För det väsentliga problemet rörande förbränningshastighetens beroende av bränslets finfördelningsgrad är föreliggande kunskapsunderlag synnerligen fragmentariskt. En renodlad, exemplifierande belysning av fenomenet ger fig. 5, vilken redovisar av Gross (13) genom modellförsök bestämt samband mellan förbränningshastigheten R i % per s och porositetsfaktorn ϕ för i det fria försiggående förbränning av kvadratisk träribbstapel. Porositetsfaktorn ϕ definieras därvid genom sambandet

$$\phi = N^{0,5} b^{1,1} A_v / A_s \quad (3)$$

med

$$A_s = 2nb^2 [N(21-n) + n] \quad (4)$$

$$A_v = b^2 (10-n)^2 \quad (5)$$

varvid n betecknar antalet ribbor per lager och N antalet lager av träribbstapeln, b tjockleken för varje enskild träribba, A_s den mot luften initieellt exponerade ytan av samtliga i stapeln ingående ribbor samt A_v den för vertikal luftrörelse genom stapeln fria horisontalytan. Huvuddelen av de i figuren angivna mätpunkterna har bestämts för ribbor av Douglasgran (*Pseudotsuga menziesii*). De för andra träslag - ask, balsa och mahogny - uppmätta förbränningshastigheterna har för redovisningen korrigerats genom multiplikation med en faktor F = kvoten mellan temperaturledningstalen för Douglasgran och aktuellt träslag. Av figuren framgår, att förbränningshastigheten - med hänsyn till modellskalan redovisad under den modifierade formen $FRb^{1,6}$ - med ökad porositetsfaktor ϕ passerar tre skilda stadier, karakteriserade av

- a) en ofullständig förbränning med approximativt linjärt samband mellan den skalmodifierade förbränningshastigheten och porositetsfaktorn,
- b) en fullständig förbränning, vid vilken den skalmodifierade förbränningshastigheten är oberoende av porositetsfaktorn samt
- c) en vid extremt gles träribbstapel icke fortgående förbränning, aktuell vid porositetsfaktorvärden $\phi > \text{cirka } 0,4 \text{ cm}^{1,1}$.

För att förutsättningar skall uppkomma för en framtida, mera nyanterad brandbelastningskarakterisering är fortsatta undersökningar av exemplifierad art nödvändiga för en bestämning av dels förbränningstekniskt representativa porositetsfaktorer för olika typer av inredningskomponenter i en brandcell och dels - vid i övrigt specificerade förutsättningar - samband mellan förbränningshastighet, sådana porositetsfaktorer samt ventilationskarakteristika för brandcellen. Sådana förbränningsstudier, vilka kan genomföras i dominerande omfattning i modellskala med enstaka kompletterande fullskaleförsök, har nyligen inletts vid institutionen för byggnadsstatik vid LTH. Som en temporär, dimensioneringsteknisk lösning av problemet föreslår European Convention of Constructional Steelwork Associations på grundval av orienterande förbränningsstudier, genomförda av Halpaap (14), (15), att de till normal lagring hörande effektiva värmevärdena för olika brandbelastningsmaterial multipliceras med faktorn 1,4 vid en poröst lagrad och med faktorn 0,5 vid en kompakt lagrad brandbelastning.

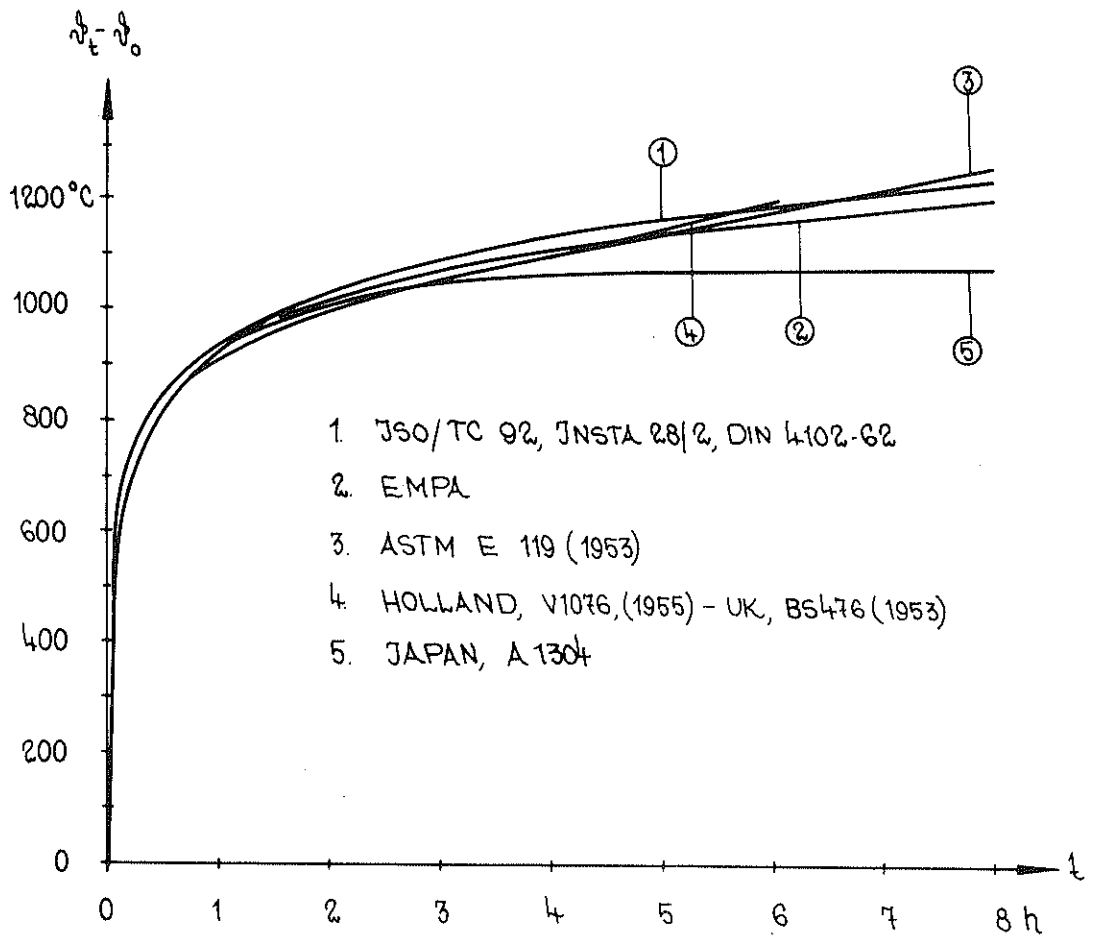
2. Brandförlopp

I olika länders bestämmelser och anvisningar fastläggs för närvarande brandförloppet för en brandcell genom normerade temperatur-tidkurvor, svarande mot i brandcellen obegränsad tillgång av brännbart material. Exempel på sådana normerade tidkurvor ger fig. 6, i vilken genom kurvan 1 redovisas ett av internationella och nordiska standardiseringsorgan rekommenderat samband och genom kurvorna 2, 3, 4 och 5 i Schweiz, USA, Holland och UK respektive Japan tillämpade samband. För till svensk brandteknisk klassificering hörande teoretisk beräkning eller provning föreskrivs ett temperatur-tid-samband enligt kurvan 1, fixerat genom uttrycket

$$\vartheta_t - \vartheta_0 = 1325 - 430e^{-0,2t} - 270e^{-1,7t} - 625e^{-19t} \quad (6)$$

med t = tiden i h, ϑ_t = brandcellens gastemperatur i °C vid tiden t och ϑ_0 = brandcellstemperaturen i °C vid tiden $t = 0$.

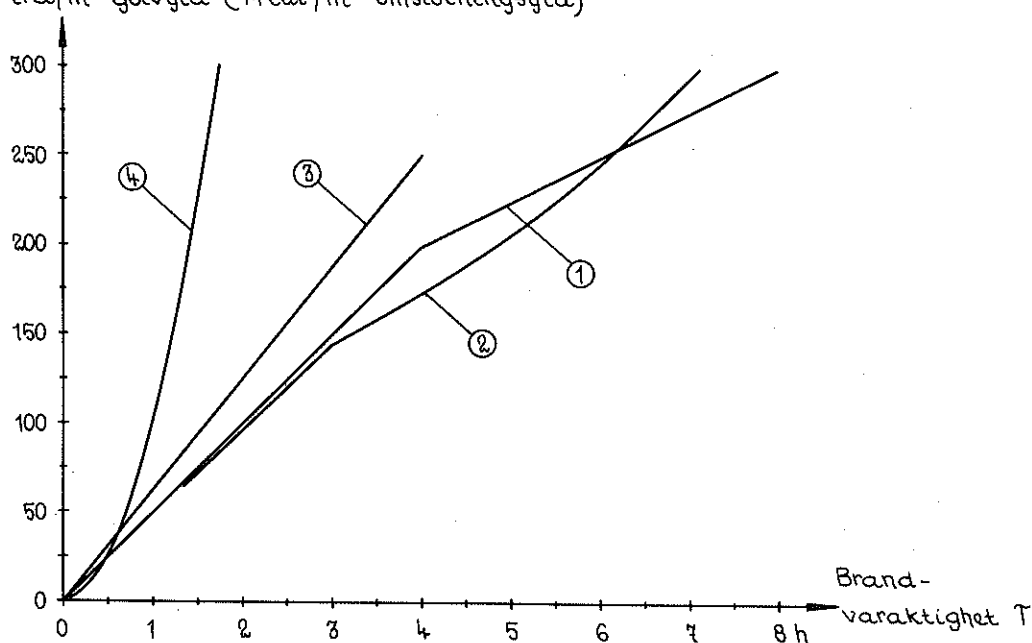
Figur 6



Normalt kopplas en normerad temperatur-tid-kurva för en brandcell med ett kurvsamband mellan brandbelastning och brandvaraktighet, vilket bestämmer den tidpunkt $t = T$, till vilken temperatur-tid-kurvan skall följas. Exempel på i olika länders bestämmelser och anvisningar angivna samband mellan brandvaraktighet och brand-

belastning visas i fig. 7, vars kurvor 1, 2, 3 och 4 återger i Sverige, USA, UK respektive Schweiz tillämpade föreskrifter. Den svenska tillämpningen förutsätter därvid brandbelastningen bestämd i Mcal per m² total omslutningsyta, medan de övriga ländernas kurvsamband gäller för brandbelastningen angiven i värmevärdesmässigt ekvivalent mängd trä i kg per m² golvyta för brandcellen. Kurvsambanden uppvisar en frapperande stor spridning, vilket ej är överraskande mot bakgrunden av att ej något entydigt samband existerar mellan en brandbelastning och en brandvaraktighet.

Brandbelastning i
kg trä/m² golvyta (Mcal/m² omslutningsyta)



Figur 7

I flertalet länders bestämmelser och anvisningar specificeras ej någon temperatur-tid-kurva för den på brandförloppets uppvärmningsperiod följande avsvalningsfasen. Schweiziska normer föreskriver för avsvalningsfasen en linjär temperaturminskning med 10°C/min och Svensk Byggnorm 67 stipulerar tillämpning av samma föreskrift, om ej annan tidkurva kan påvisas vara riktigare.

Den skildrade brandförloppskaraktiseringen är alltför ofullständig och onyanserad för att få äga mer än temporär giltighet. Utöver av bränslemängd eller vid en brand frigiven värmemängd beror nämligen temperatur-tid-kurvan för brandcellens brandförlopp på ett väsentligt sätt också av ett flertal andra faktorer, av vilka de mest betydelsefulla är

bränsletyp,

bränslets orientering i brandcellen,

bränslets porositetsfaktor,

bränslets initiella fukttinnehåll,

per tidsenhet tillförd luftmängd, bestämd genom fönster- och dörröppningskaraktäristika samt

värmetröghets- och strålningssegenskaper för brandcellen omslutande och i brandcellen inneslutna konstruktioner.

Av denna anledning är en utveckling mot en mera nyanserad brandförloppskaraktärisering starkt angelägen. Ett väsentligt steg i denna riktning har tagits genom försöksnormen "Aluminiumkonstruktioner" och Svensk Byggnorm 67, i vilka publikationer Sverige som första land i världen öppnar vägen för ett mera kvalificerat hänsynstagande till verkliga karaktäristika för ett brandförlopp vid en brandteknisk dimensionering.

För brandförloppet medger de båda normhandlingarna generellt för brandcell med noggrant kända värden för brandbelastningens sammansättning och förbränningshastighet en behandling baserad på en gastemperatur-tid-kurva, som bestämts ur värme- och massbalans-ekvationer 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 mera generell behandling förenklat, nyanserat förfarande för brandcell med förutsebar öppningsfaktor och med brandbelastning, vars förbränningshastighets- och strålningskaraktäristika approximativt överensstämmer med de för träbränsle gällande. Så anses vara fallet, om brandbelastningens medelförbränningshastighet R_{medel} ligger inom området

$$20A \sqrt{h} \leq R_{medel} \leq 30A \sqrt{h} \quad \text{Mcal/min} \quad (7)$$

med A = sammanlagd öppningsyta (fönster, dörrar, rökluckor, ventilationsöppningar och andra öppningar) i m^2 och h = ett med hänsyn till respektive delyta vägt medelvärde av öppningshöjd i m för

brandcellen - fig. 8. Förfarandet innebär, att en bestämning av en byggnads eller byggnadsdels brandmotstånd får ske med utgångspunkt från en tidkurva för brandcellens gastemperatur θ_t , som bestäms genom öppningsfaktorn $A\sqrt{h}/A_t$ enligt fig. 9 under en genom sambandet

$$T = \frac{qA_t}{25A\sqrt{h}} \text{ min} \quad (8)$$

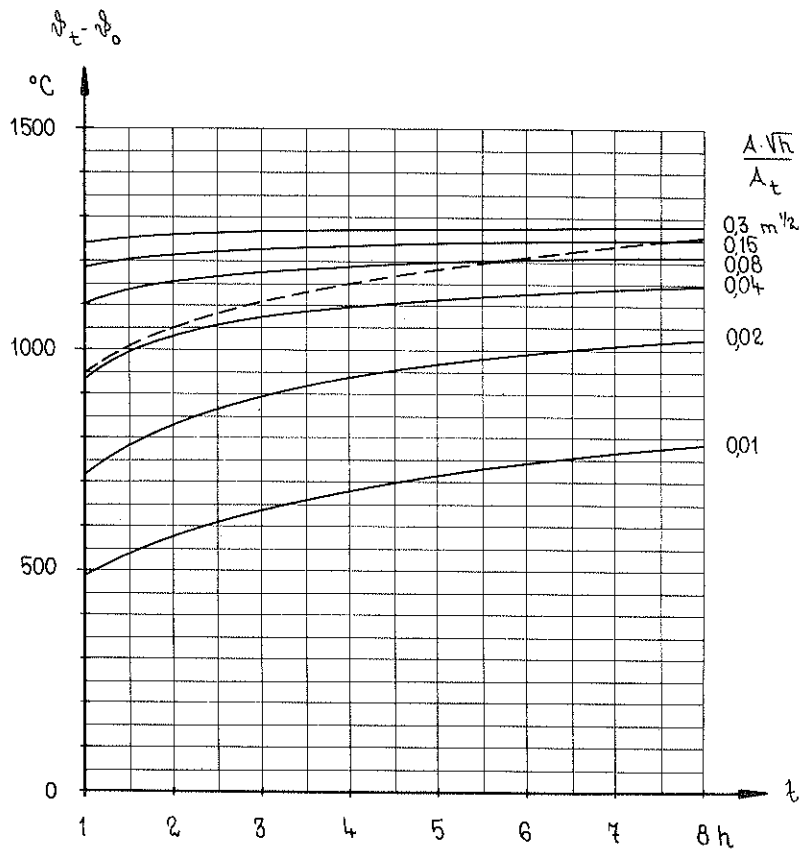
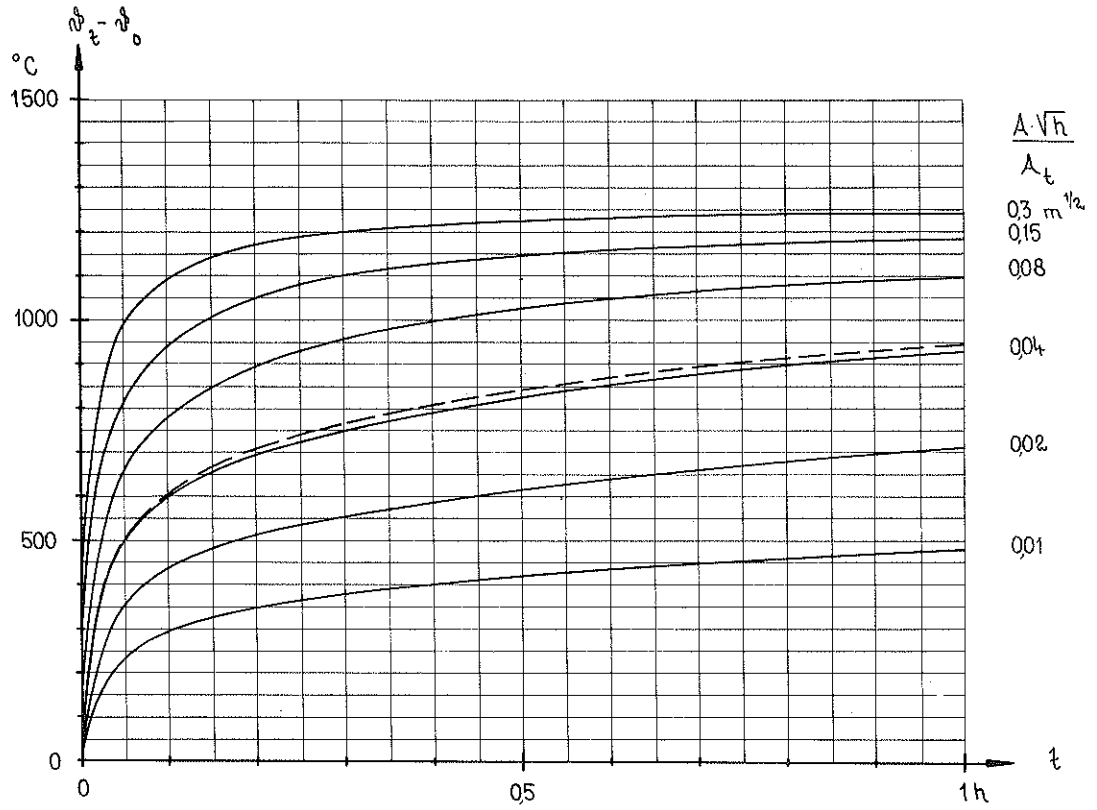
given brandvaraktighet T . Därvid betecknar, som tidigare, A_t brandcellens totala omslutningsyta i m^2 . Figurens gastemperatur-tid-kurvor har beräknats med av Ödeen angiven teori (16) för en brandcell med termiska egenskaper för omslutande konstruktioner, som är för betong, tegel eller lättbetong approximativt representativa, och med en antagen förbränningshastighet, som under antändningsfasen tillväxer med tiden t enligt polygonformad kurva och under flamfasen har det konstanta värdet (17) - (19) m.fl.

$$R = 5,5 A\sqrt{h} \text{ kg trä/min} \quad (9)$$

I figuren har för jämförelse som streckmarkerad inlagts den normerade gastemperatur-tid-kurvan enligt ekv. (6). Av jämförelsen framgår, att en till brandteknisk klassificering hörande provning av byggnader eller byggnadsdelar temperaturmässigt ungefär motsvarar en reell träbrand i brandcell med öppningsfaktorn $0,04 m^{1/2}$.

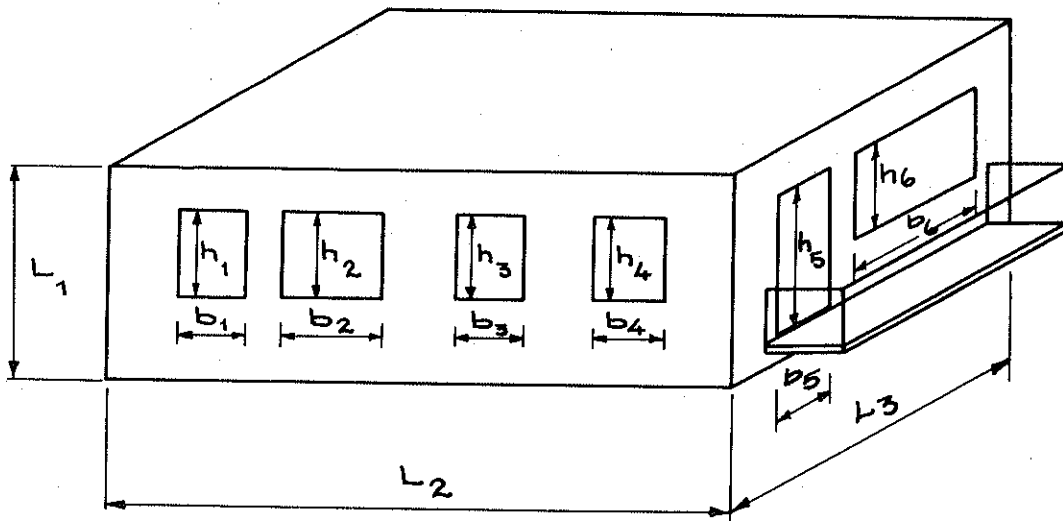
För brandcellens öppningsfaktor $A\sqrt{h}/A_t$ anger försöksnormen "Aluminiumkonstruktioner", att denna skall beräknas under förutsättning av att fönster med icke rutarmerat trådglas omedelbart förstörs vid ett brandutbrott samt att fönster med rutarmerat trådglas och dörrar antingen - som en approximation på säkra sidan - är helt öppna vid brandutbrottet eller helt täta under den av fönstrets eller dörrens brandtekniska klass bestämda tiden och därefter helt öppna. För det senare alternativet anger försöksnormen ett på säkra sidan liggande dimensioneringsförfarande, som innebär, att en diskontinuerlig förändring av öppningsfaktorn medför en momentan övergång från det ena öppningsfaktorvärdets temperatur-tid-kurva till det andra öppningsfaktorvärdets. Förfarandet illustreras av fig. 10, vilken förutsätter, att öppningsfaktorn vid tidpunkten T_1 ändras från $A_1\sqrt{h_1}/A_t$ till $A_2\sqrt{h_2}/A_t$ och vid tidpunkten $T_1 + T_2$ från $A_2\sqrt{h_2}/A_t$ till $A_3\sqrt{h_3}/A_t$ med som konsekvens momentana övergångar från kurvan (1) till (2) respektive från (2) till (3). Vid tidpunkten

Figur 9



--- STANDARDKURVA ENLIGT ISO/TC 92

Figur 8

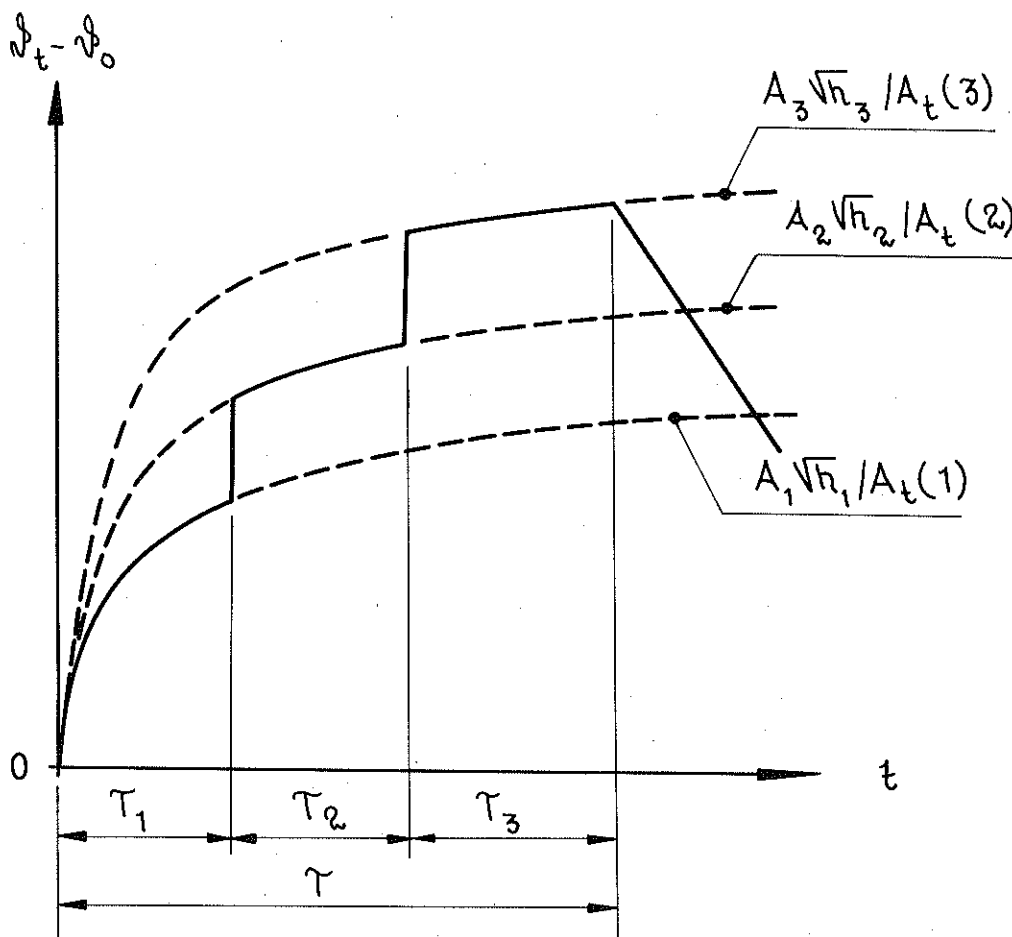


$$A = A_1 + A_2 + \dots + A_6 = b_1 h_1 + b_2 h_2 + \dots + b_6 h_6$$

$$h = \frac{1}{A} [A_1 h_1 + A_2 h_2 + \dots + A_6 h_6]$$

$$A_t = 2 [L_1 L_2 + L_1 L_3 + L_2 L_3]$$

Figur 10



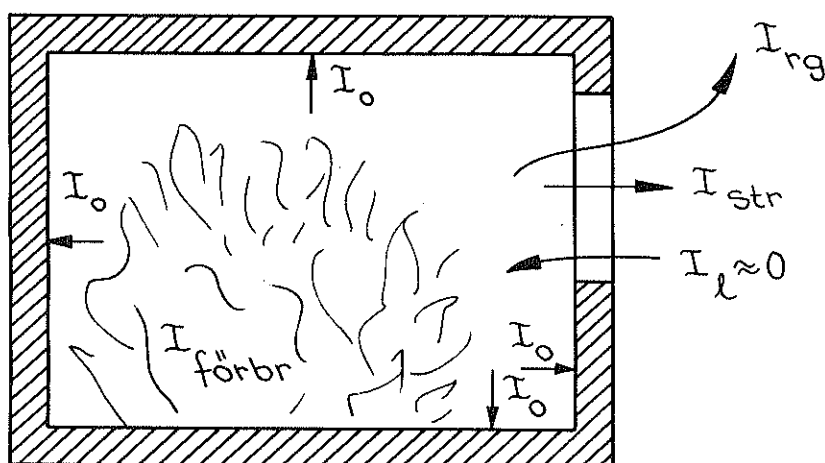
$T_1 + T_2 + T_3$ förutsätts brandförloppets flamfas vara slut och avsvalningsfasen inleds. För ett brandförlopp med momentana förändringar i öppningsfaktorvärdet bestäms brandvaraktigheten T ur sambanden

$$T = T_1 + T_2 + T_3 + \dots$$

$$A_1 \sqrt{h_1} T_1 + A_2 \sqrt{h_2} T_2 + A_3 \sqrt{h_3} T_3 + \dots = \frac{qA_t}{25} \quad (10)$$

Någon nyanserad föreskrift eller rekommendation för brandförloppets avsvalningsfas var ej möjlig att utarbeta vid tidpunkten för tillkomsten av försöksnormen "Aluminiumkonstruktioner" eller Svensk Byggnorm 67. Förhållandet har medfört för dessa normer som konsekvens en grov avsvalningsfaskarakterisering genom en linjär temperaturminskning med 10°C min, generellt tillämpbar för normernas samtliga tre brandtekniska dimensioneringsalternativ. Då en bärande eller avskiljande konstruktion skall kunna fullgöra sin funktion såväl under brandförloppets uppvärmningsfas som under dess avsvalningsfas, är självfallet den rådande normmässiga obalansen mellan de båda fasernas temperatur-tid-karakteristika i hög grad otillfredsställande. Speciellt för konstruktioner av typen isolerade eller lätt isolerade stålbärverk med liten värmetröghet är en avsaknad av ett nyanserat dimensioneringsunderlag för brandförloppets avsvalningsfas starkt ogynnsam.

Erforderlig kunskap för en mera noggrann karakterisering av avsvalningsfasens temperatur-tid-kurva vid varierande förutsättningar kan erhållas genom fullskalestudier eller - vid kända data för per tidsenhet frigjord värmemängd - genom teoretiska beräkningar över brandcellens värme- och massbalanskvationer. Däremot är till följd av de otillräckligt analyserade och starkt komplicerade modellagarna modellskalestudier av brandförloppets avsvalningsfas för närvarande ej någon praktiskt framkomlig väg. Mera gynnsam är i det avseendet brandförloppets flamfas, vars helt dominerande turbulens gör flammornas och de heta brandgasernas påverkan från viskösa friktionskrafter oväsentlig med som konsekvens förhållandevis enkla modeller - jfr. exempelvis (5), (20) och (21).



En teoretisk beräkning över värme- och massbalanskvationer för en brandcell av brandförloppets temperatur-tid-kurva bygger på identitet mellan per tidsenhet tillförd och bortförd värmemängd, d.v.s. (fig. 11)

$$I_{\text{förbr}} + I_l = I_{\text{rg}} + I_{\text{str}} + \sum I_0 \quad (11)$$

med

$I_{\text{förbr}}$ = genom bränslets förbränning per tidsenhet tillförd värmemängd,

I_l = med förbränningsluften per tidsenhet tillförd värmemängd,

I_{rg} = med rökgaserna per tidsenhet bortförd värmemängd,

I_{str} = genom öppningar per tidsenhet utstrålad värmemängd och

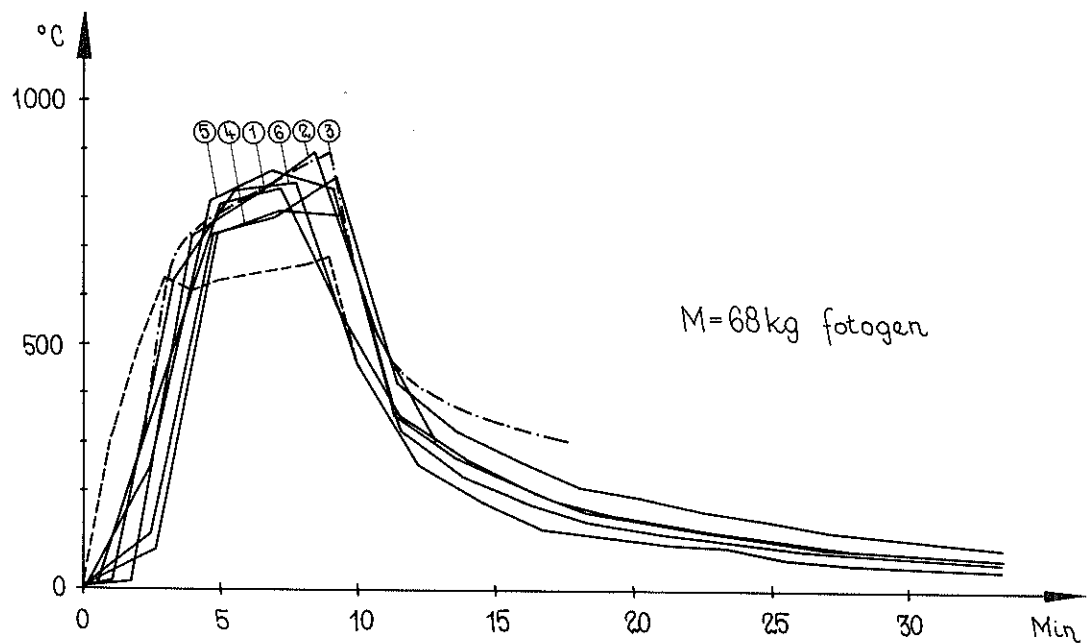
$\sum I_0$ = till omslutande vägg-, golv- och takkonstruktioner och till eventuella inneslutna konstruktioner per tidsenhet förd värmemängd. I normalfallet är därvid termen I_l praktiskt försumbar.

En från ekv. (11) utgående, systematiserad beräkningsmetodik har utvecklats och publicerats nära samtidigt av Kawagoe-Sekine (9) och Ödeen (16). Förfarandet bygger på de förenklade, för ordinära praktiska fall tillräckligt noggranna förutsättningarna, att temperaturen inom hela brandrummet vid varje tidpunkt är densamma, att värmeövergångstalet för brandcellens inre begränsningsytor i varje punkt är lika samt att värmeflödet genom brandcellens omslutande vägg-, golv- och takkonstruktioner är endimensionellt och - bortsett från fönster- och dörröppningar - likformigt fördelat. I förhållande till Kawagoe-Sekines metodik är Ödeens i sin uppläggning

något mera generell därigenom, att grundsambanden ges med beaktande av förbränningsgasernas dissociation, vilken är av väsentlig betydelse vid temperaturer över cirka 1500°C , och med beaktande av också effekten av att rökgasernas och de i brandcellens omslutande konstruktioner ingående materialens termiska egenskaper är temperaturberoende.

En tillämpning av det summariskt skildrade beräkningsförfarandet förutsätter som känd ingångsstorhet förbränningshastighetens tidsvariation, redovisad som per tidsenhet i brandcellen frigjord värmemängd. En sådan tidsvariation är förhållandevis lätt att ange för väldefinierade bränslen utan glödfas. Exemplifiering av resultat från beräkningsförfarandets tillämpning för brand i brandcell vid väldefinierat bränsle ger fig. 12, hämtad från ett arbete av

Figur 12

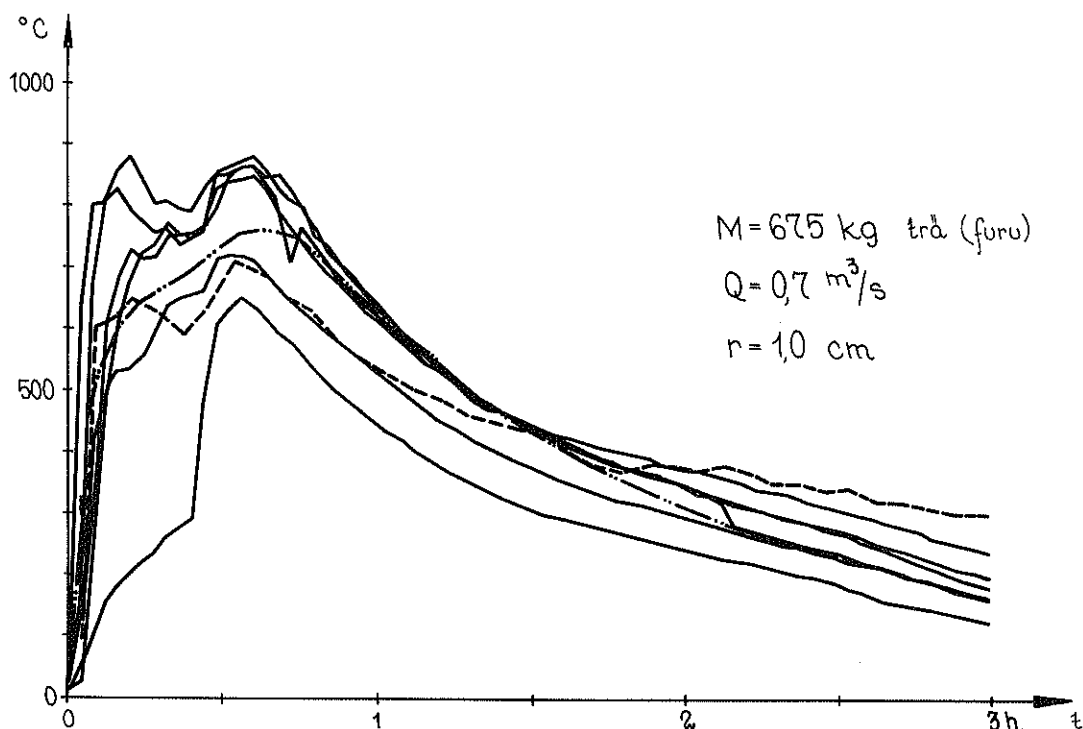


Ödeen (22). I figuren redovisas för flamfas och avsvalningsfas bestämda gastemperatur-tid-kurvor för ett brandrum med volymen 46 m^3 , totala omslutningsytan 75 m^2 och omslutande konstruktioner av i dominerande omfattning 20 cm betong vid en brandbelastning av 68 kg fotogen och en lufttillförsel av $2,2\text{ m}^3/\text{s}$. Figurens hel-dragna kurvor ger experimentellt registrerade temperatur-tid-samband för olika punkter i brandrummet och streckprickad kurva teoretiskt beräknad temperatur-tid-variation. Genom figurens streckmarkerade kurva redovisas resultat från strålningsmätningar med en totalstrålningspyrometer, riktad mot brandrummets centrala del.

För icke väldefinierade bränslen - t ex för bränder i för byggnads - sammanhang högfrekventa träbränslen eller liknande - är en bestämning av tidsvariationen av per tidsenhet frigjord värmemängd förenad med mycket stora experimentella svårigheter. För närvarande saknas för träbränsle i sammanhanget erforderliga kunskaper om sådana väsentliga delfrågor som en översättning från vid en brand registrerad viktsminskning av bränslet per tidsenhet till frigjord värmemängd eller en uppdelning på flamfas och glödfas av till fullständig förbränning hörande totalt effektivt värmevärde. Tillståndet försvårar självfallet i mycket hög grad en teoretisk lösning över värme- och massbalansekvationer av det för en kvalificerad brandteknisk dimensionering centrala problemet att bestämma nyanserade, av öppningsfaktor och brandvaraktighet beroende temperatur-tid-kurvor för en brandcells fullständiga brandförlopp vid bränslen av approximativt träbränslekaraktär.

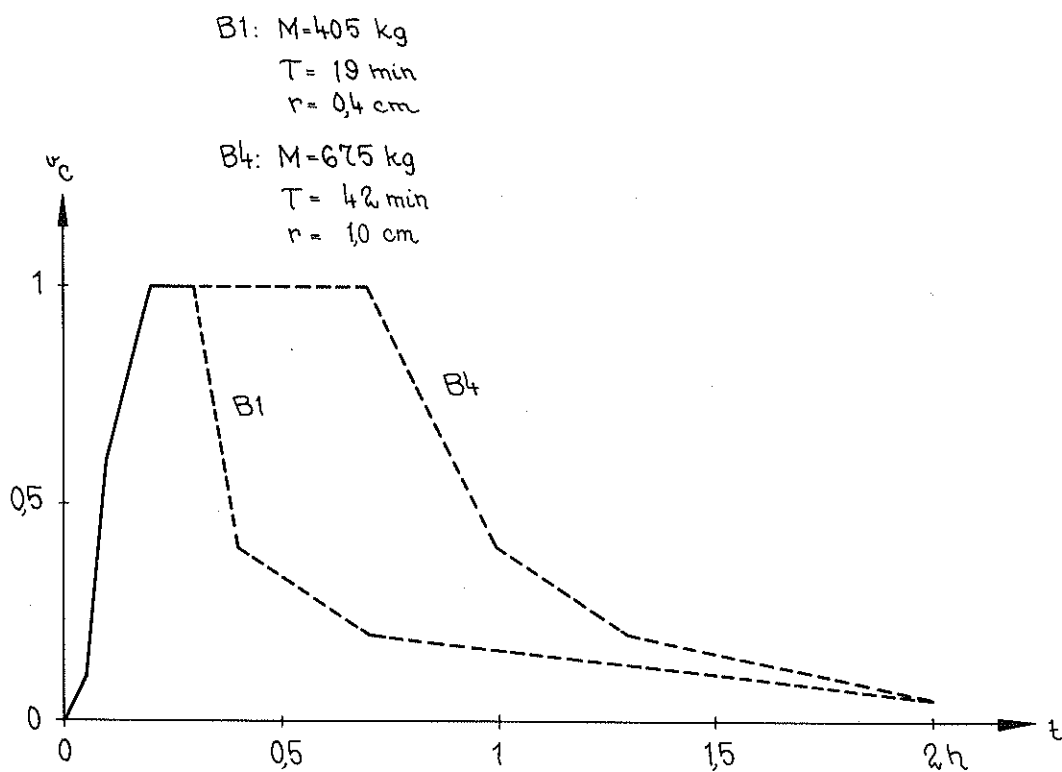
I det skildrade utgångsläget har problemet angripits på följande sätt vid institutionen för byggnadsstatik vid LTH. För i litteraturen redovisade, tillräckligt noggrant karakteriserade fullskaleförsök med träbränslebränder i brandrum har för varje enskilt försök teoretiskt beräknats den tidkurva för per tidsenhet frigjord värmemängd, som för det fullständiga brandförloppet ger möjligast god överensstämmelse mellan teoretiskt beräknat och experimentellt bestämt gastemperatur-tid-samband för brandrummet. Ur på detta sätt framtaget material har sedan konstruerats representativa, för enklart uppbyggda tidkurvor för per tidsenhet frigjord värmemängd vid varierande förutsättningar, vilka tidkurvor därpå i sin tur fått bilda underlag för en omfattande, systematisk, teoretisk bestämning av det fullständiga brandförloppets gastemperatur-tid-samband vid variation i brandrummets geometriska och termiska karakteristika, öppningsfaktor och brandvaraktighet eller bränslemängd. Undersökningen, vilken genomförts av Sven-Erik Magnusson och Sven Thelandersson, är för närvarande under publicering. En fragmentarisk resultatexemplifiering från undersökningen ger fig. 13 och 14, av vilka fig. 13 genom heldragna kurvor återger vid av Ödeen (22) genomförda fullskaleförsök bestämda gastemperatur-tid-samband och genom streckprickad kurva av Sven-Erik Magnusson teoretiskt beräknad, motsvarande temperatur-tid-variation för brand

Figur 13



i ett rum med volymen 46 m^3 , totala omslutningsytan 75 m^2 och omslutande konstruktioner av i dominerande omfattning 20 cm betong vid en brandbelastning av 675 kg furuvirke med hydraulisk radie 1 cm och vid en lufttillförsel av $0,7 \text{ m}^3/\text{s}$. Streckmarkerad kurva redovisar resultat från strålningsmätningar. För i fig. 13 återgivet, teoretiskt beräknat temperatur-tid-samband förutsatt tidsvariation av per tidsenhet frigjord värmemängd framgår av kurvan B4 i fig. 14 med ett för flamfasen valt effektivt värmevärde av 2575 Mcal/kg trä.

Figur 14



3. Temperatur-tid-fält och bärförmåga för brandpåverkat stålbärverk

En översättning via teoretiska beräkningar från en brandcells gas-temperatur-tid-kurva till temperatur-tid-fält och bärförmåga för brandpåverkad konstruktion förutsätter kännedom om för konstruktionen aktuella materials termiska karakteristika samt hållfasthets- och deformationsegenskaper inom för brandpåverkan aktuellt temperaturområde. Då en bärande eller avskiljande konstruktion normenligt skall kunna fullgöra sin funktion såväl under brandförloppets flamfas som under dess avsvalningsfas, måste de nämnda egenskaperna vara kartlagda för varje i sammanhanget aktuell temperaturnivå med koppling till både temperaturökning och temperaturminskning. För vissa metalliska material är nulägets kunskapsunderlag förhållandevis omfattande, såväl vad gäller temperaturberoende för termiska egenskaper som för karakteristika med avseende på hållfasthet och deformation. För andra i byggnadstillämpningar högfrekventa material av typen betong, lättbetong, tegel och olika isoleringsmaterial är kunskaperna rörande för brandpåverkan betydelsefulla materialegenskaper i dag däremot i normalfallet tyvärr utomordentligt fragmentariska.

För en bärande konstruktion innebär det brandtekniska dimensioneringsproblemet ett påvisande av att brandpåverkat bärverk för aktuell belastning ej kollapsar under brandförloppets flamfas eller därpå följande avsvalningsfas. För en avskiljande konstruktion innebär med hänsyn till brandmotstånd normenligt ställda fordringar dels ett krav på täthet mot genomsläpp av eldslågor och dels ett krav, för såväl flamfas som avsvalningsfas, beträffande maximal temperaturökning på den från branden vända sidan av konstruktionen. Risken för brandspridning via den avskiljande konstruktionen till angränsande brandcell bedöms därvid vara praktiskt försumbar vid den nämnda temperaturökningen begränsad till 140°C .

3 1. Oisolerat stålbärverk

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 värmebalans ekvation, baserad på att den värmemängd, som under ett tidssteg Δt passerar genom bärverkets

gräns- eller övergångsskikt, åtgår till att höja stålprofilens temperatur $\Delta \vartheta_s$, sambandet (fig. 15)

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

eller

$$\Delta \vartheta_s = \frac{\alpha}{\gamma_s c_{ps}} \cdot \frac{F_s}{V_s} (\vartheta_t - \vartheta_s) \Delta t \quad (12)$$

med

ϑ_t = brandcellens gastemperatur vid tiden t,

ϑ_s = stålprofilens temperatur vid tiden t,

γ_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

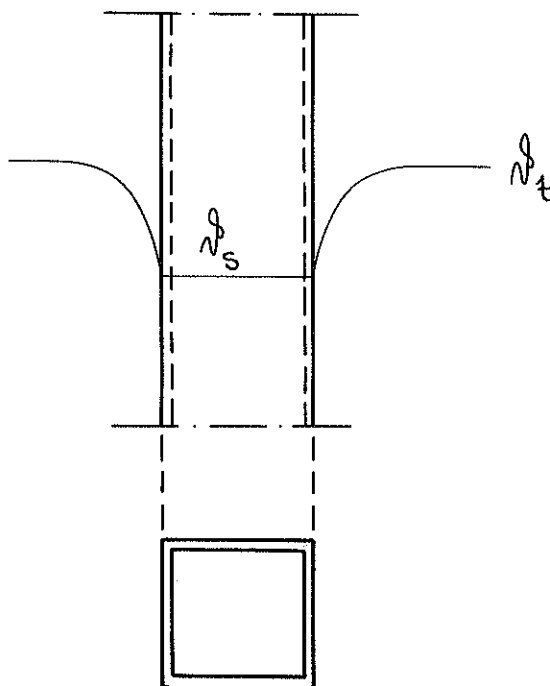
α = gränsskiktets värmeövergångstal.

För värmeövergångstalet α gäller därvid det för ordinära praktiska beräkningar tillräckligt noggranna uttrycket

$$\alpha = 25 + \frac{4,96 \epsilon_r}{\vartheta_t - \vartheta_s} \left[\left(\frac{\vartheta_t + 273}{100} \right)^4 - \left(\frac{\vartheta_s + 273}{100} \right)^4 \right] \text{kcal/h m}^2 \text{ } ^\circ\text{C} \quad (13)$$

uppbyggt av en konstant konvektionsandel och en temperaturberoende strålningsandel, bestämd genom Stefan-Boltzmanns strålnings-

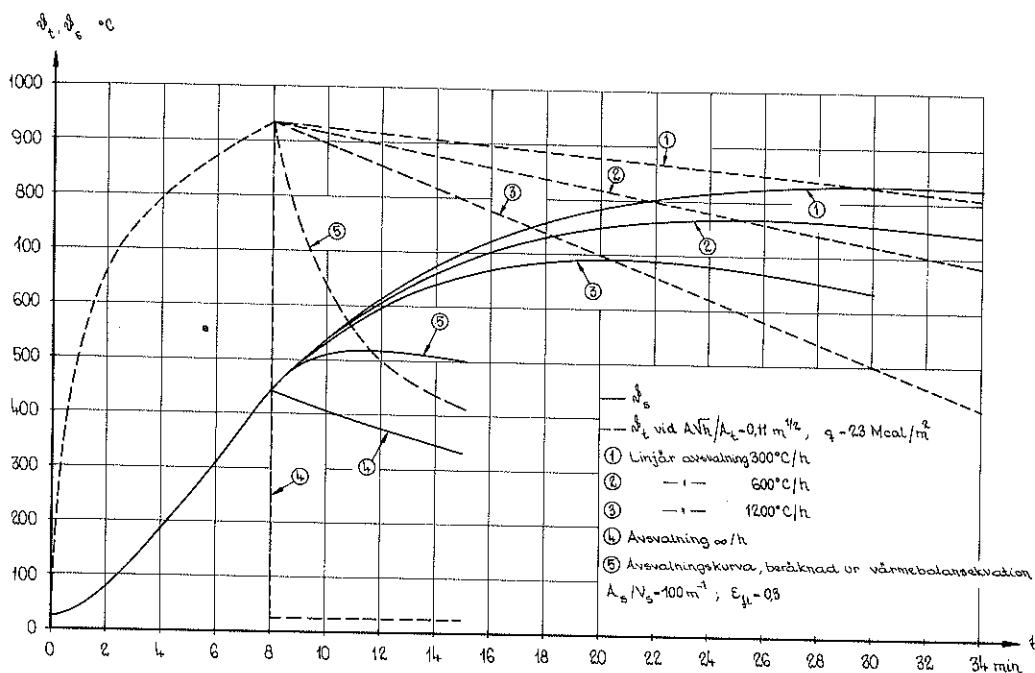
Fig. 15



lag. I α -uttrycket betecknar ϵ_r det resulterande emissionstalet, vilket beror av dels brandgasers, flammors eller glödande partiklars emissionstal ϵ_f och dels brandutsatt stålprofilytas emissionstal ϵ_s enligt sambandet

$$\frac{1}{\epsilon_r} = \frac{1}{\epsilon_f} + \frac{1}{\epsilon_s} - 1 \quad (14)$$

Ur ekv. (12) - (14) kan vid given brandförloppstemperatur ϑ_t tidkurvan för brandpåverkat, oisolerat stålverkets temperatur ϑ_s direkt bestämmas genom lämpligen en numerisk differensräkning med beaktande av värmeövergångstalets α och specifika värmets c_{ps} temperaturberoende.



Exemplifiering av enligt redovisad metod beräknade temperatur-tidkurvor för brandpåverkad, oisolerad stålprofil ger fig. 16. Kurvorna förutsätter en brandbelastning av 23 Mcal/m^2 omslutningsyta, en öppningsfaktor $A\sqrt{h}/A_t = 0,11 \text{ m}^{1/2}$, ett branden karakteriserande emissionstal $\epsilon_f = 0,3$ och ett stålprofilförhållande $F_s/V_s = 100 \text{ m}^{-1}$. Streckmarkerade kurvor anger brandgastemperaturen ϑ_t och heldragna kurvor stålprofiltemperaturen ϑ_s .

Föreliggande förutsättningar ger enligt ekv. (8) för brandförloppets uppvärmningsfas varaktigheten 8 min. Vid denna tidpunkt uppgår brandgastemperaturen ϑ_t till 930°C och stålprofiltemperaturen ϑ_s till 440°C . För brandförloppets därpå följande avsvältningsfas ger

figuren stålprofiltemperaturer \mathcal{M}_s , som beräknats för fem alternativa avsvlningsfaskarakteristika, nämligen

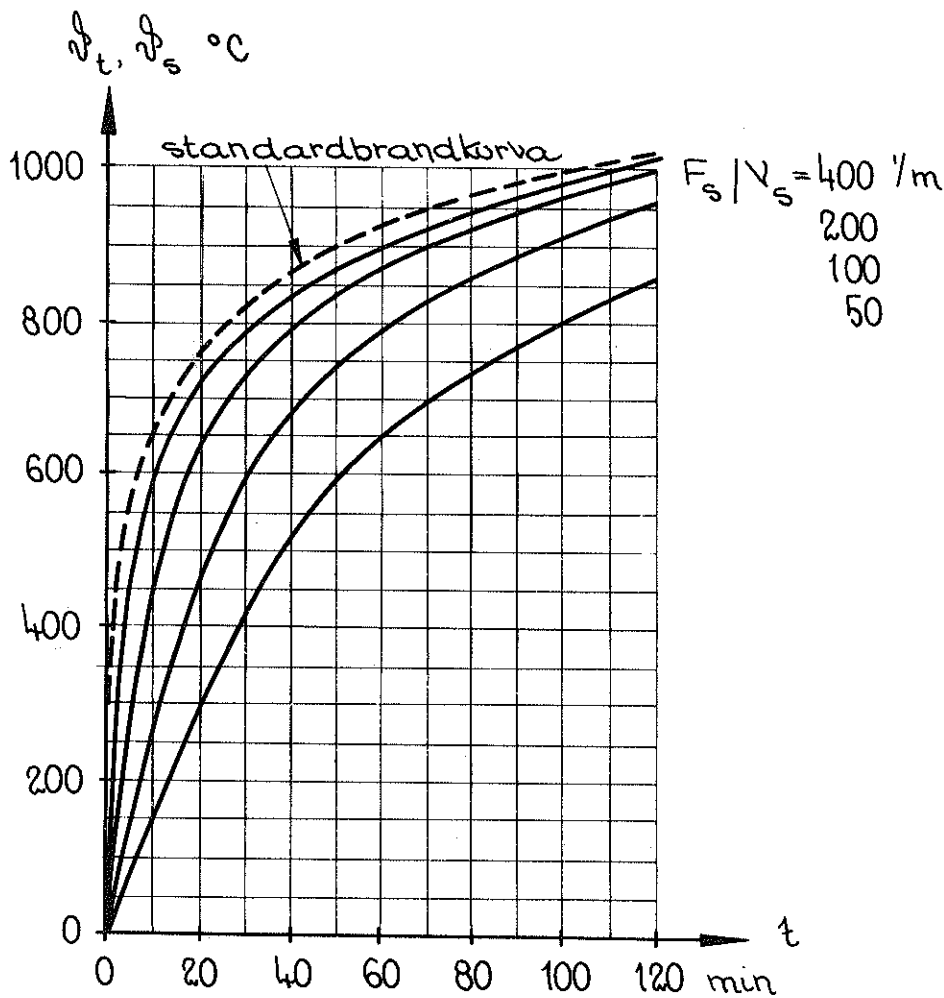
- 1 en linjär minskning av brandgastemperaturen \mathcal{M}_t av $300^\circ\text{C}/\text{h}$,
- 2 en linjär minskning av brandgastemperaturen \mathcal{M}_t av $600^\circ\text{C}/\text{h}$,
- 3 en linjär minskning av brandgastemperaturen \mathcal{M}_t av $1200^\circ\text{C}/\text{h}$,
- 4 en oändligt snabb minskning av \mathcal{M}_t till 25°C samt
- 5 en minskning av brandgastemperaturen \mathcal{M}_t enligt en tidkurva, som överslagsmässigt beräknats ur värme- och massbalanskvationer.

Mot de fem alternativen svarar beräknade maximitemperaturer för den oisolerade stålprofilen av 830, 770, 690, 440 respektive 520°C . Resultaten belyser den maximala bärverkstemperaturens och därmed också bärförmågans starka beroende av variationer i karakteristika för brandförloppets avsvlningsfas och understryker kraftigt nödvändigheten av att för avsvlningsfasen möjligast realistiska tidkurvor snarast framtages.

Då sådana tidkurvor föreligger, öppnas vägen för en systematisk bestämning över programmering och datamaskinbehandling av för en kvalificerad brandteknisk dimensionering erforderligt underlag, ur vilket direkt bör kunna erhållas maximal temperatur för ett brandpåverkat oisolerat stålbärverk vid varierande öppningsfaktor $A\sqrt{h}/A_t$, brandvaraktighet eller längd för uppvärmningsfasen T , stålprofilförhållande F_s/V_s och resulterande emissionstal \mathcal{E}_r .

Fragmentarisk, fenomenologisk belysning av problematiken ger fig. 17 - beräknad av Witteveen (10) - i vilken redovisas över ekv. (12) bestämda tidkurvor för oisolerat stålbärverk vid en brandpåverkan, som för brandförloppets uppvärmningsfas överensstämmer med standardkurvan enligt ekv. (6) eller därmed likvärdigt samband. Av figuren framgår en ökad eftersläpning i stålprofilens uppvärmning med minskat stålprofilförhållande F_s/V_s . Mot de redovisade kurvorna kan riktas en serie anmärkningar. Kurvorna är begränsat kopplade till ett standardiserat brandförlopp. De utelämnar effekten av brandförloppets avsvlningsfas, vilket är funktionellt oriktigt. De bygger slutligen på ett antaget, konstant värme-

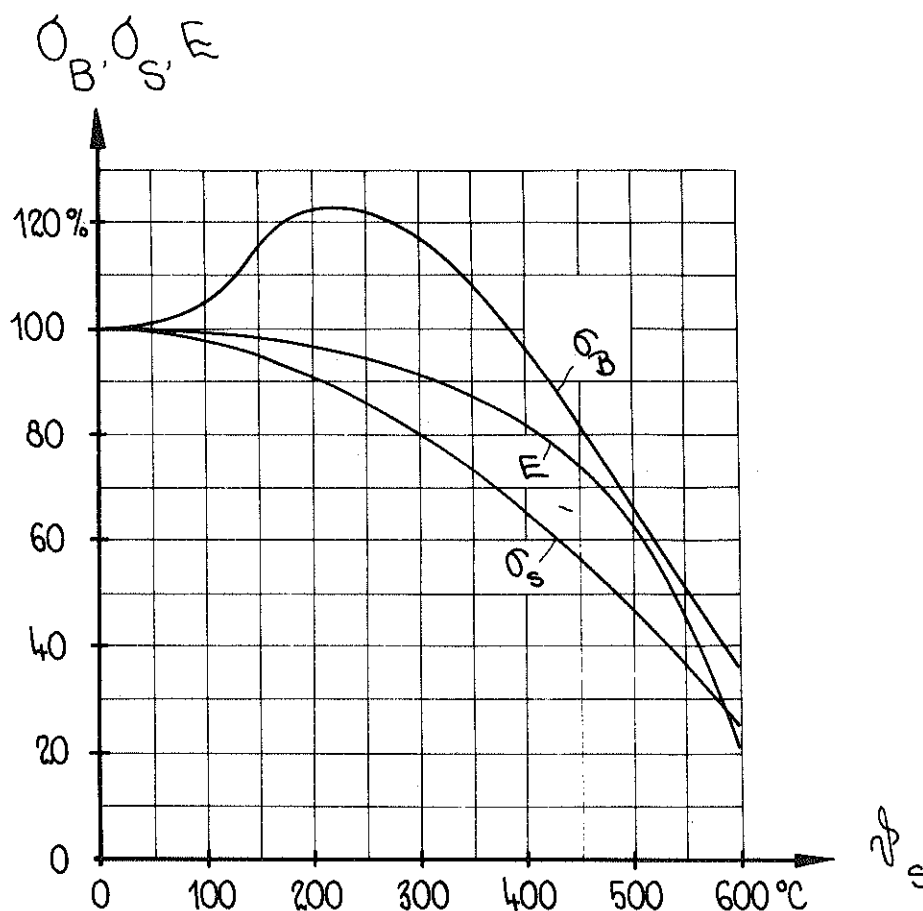
Figur 17



Övergångstal $\alpha = 30 \text{ kcal/h m}^2 \text{ }^{\circ}\text{C}$, vilket ger en icke oväsentlig underskattning av den strålningspåverkan, som karakteriserar reella bränder.

Vid känd temperatur-tid-kurva för brandpåverkat stålverk, bestämd enligt ovan skisserat förfarande, kan sedan till varje tidpunkt av brandpåverkan hörande bärförmåga beräknas över kunskaper rörande hållfasthets- och deformationsegenskapernas temperaturberoende för aktuellt stålmaterial. För mjukt konstruktionsstål illustreras detta temperaturberoende av fig. 18, vilken för temperaturområdet $0 - 600^{\circ}\text{C}$ visar variationen av brotthållfastheten σ_B , sträckgränsen σ_s och elasticitetsmodulen E (10). Av de redovisade egenskaperna är sträckgränsen σ_s ensam avgörande för det brandpåverkade bärverkets bärförmåga vid renodlat drag-, tryck- eller böjbrott. Är aktuellt brott av typen elastiskt instabilitetsbrott för initieellt rak och centriskt belastad pelare, avgör i stället elasticitetsmodulen bärförmågan. För tryckt slank stålpelare, som knäck-

Figur 18



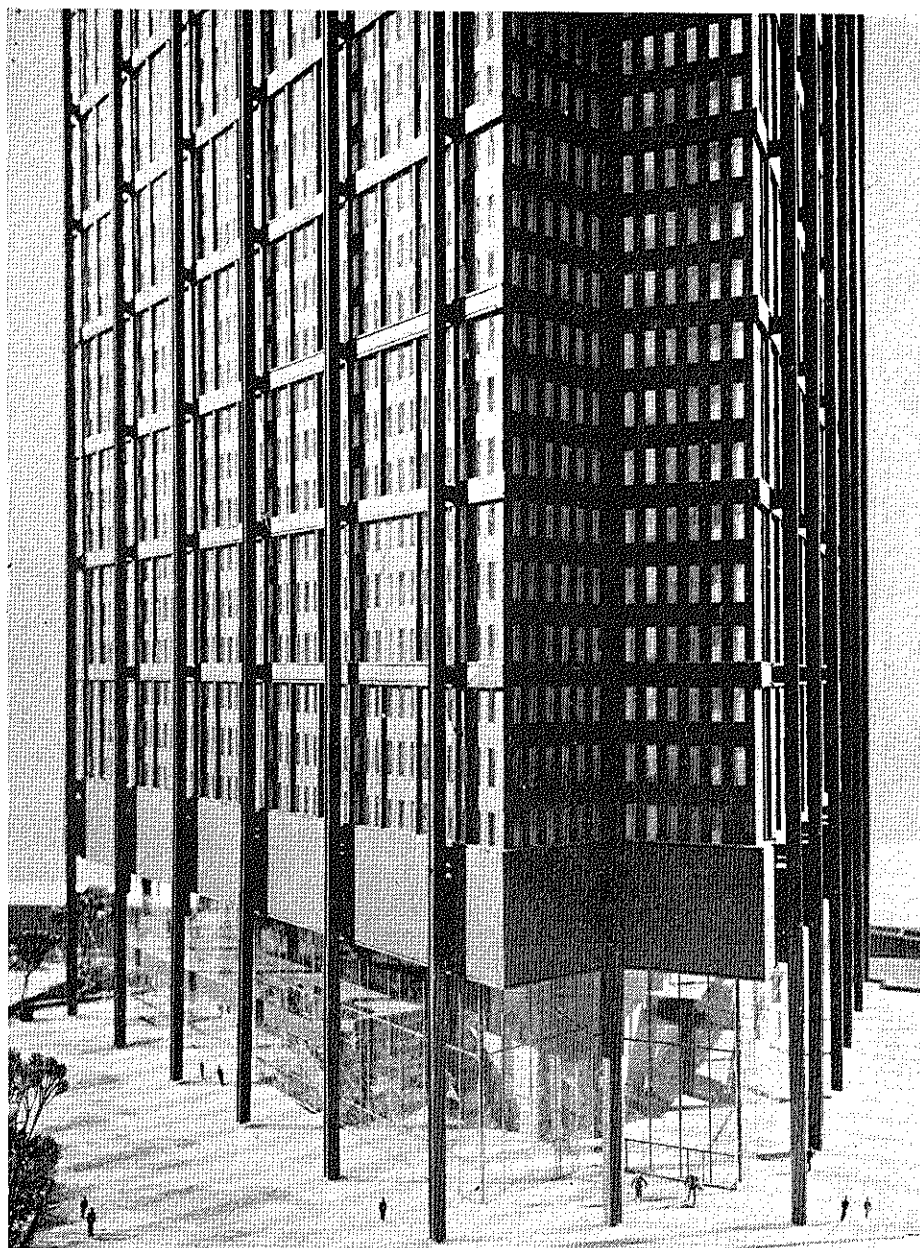
ningsdimensioneras under förutsättning av initialkrokighet och initial, oavsiktlig lastexcentricitet, gäller för den kritiska tryckspänningen $\sigma_k = P_k/A$ med $A =$ tvärsnittsytan vid initialkrokighet enligt Dutheil sambandet

$$\sigma_k^2 - \sigma_k \left[\sigma_s + \pi^2 E \left(4,8 \cdot 10^{-5} + \frac{1}{\lambda^2} \right) \right] = -\sigma_s \frac{\pi^2 E}{\lambda^2} \quad (15)$$

varvid λ betecknar pelarens fiktiva slankhetstal. Vid en sådan dimensionering är följaktligen ett brandpåverkat stålbärverks bärförmåga avhängigt av temperaturberoendet för såväl sträckgräns σ_s som elasticitetsmodul E .

En konstruktiv intressant lösning av problemet att öka ett oisolerat stålbärverks brandmotstånd har praktiskt lanserats för en 64 våningar hög förvaltningsbyggnad, som för närvarande är under uppförande för US Steel Corporation i Pittsburgh fig. 19 (24). I denna byggnads vertikala primärbärning ingår oisolerade, utvändiga Cor-Tenstålpelare av rektangulär hålprofil, vilka kommer att vara ständigt vattenfyllda för en fördröjning av stålpelarnas uppvärmning vid

en brandpåverkan. Lösningen kräver speciella arrangemang för utsläpp av vid brandpåverkan förångat, i pelarna inneslutet vatten.

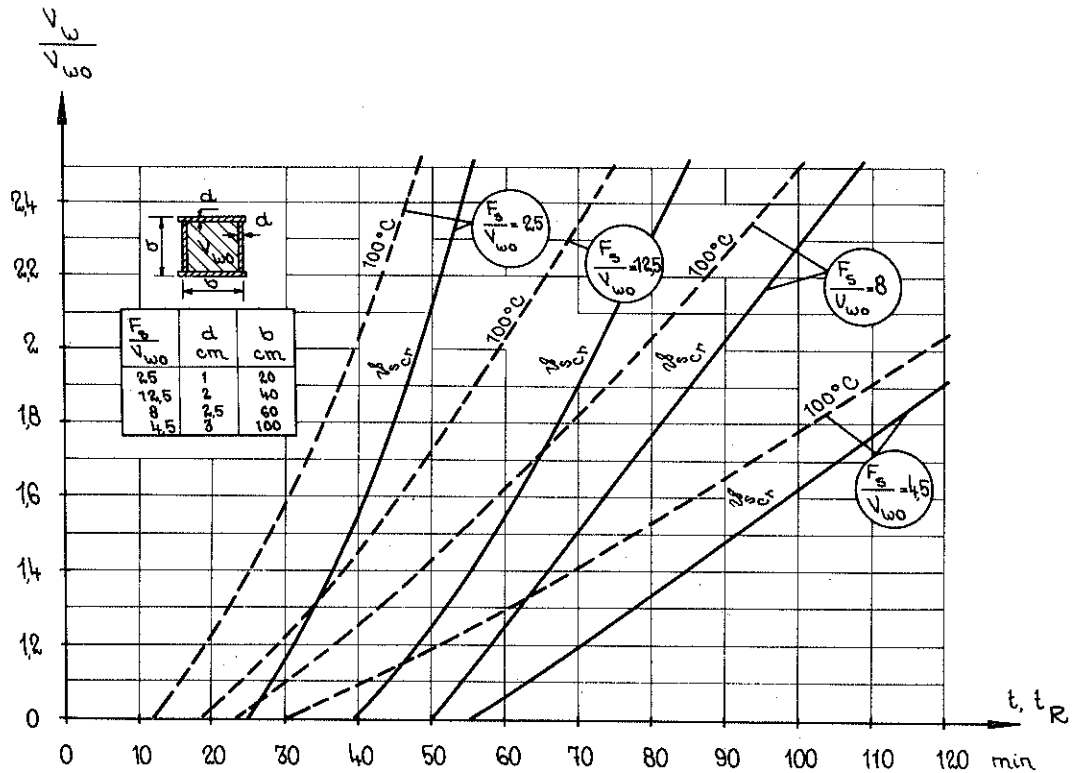


Figur 19

En teoretisk beräkning vid givna brandförloppskaraktistika av en oisolerad, sluten, vattenfylld stålprofils temperatur-tid-kurva kan genomföras över ett i förhållande till ekv. (12) utbyggt värmebalanssamband, baserat på att den värmemängd, som under ett valt tidsintervall passerar in genom bärverkets övergångsskikt, åtgår till att höja stålprofilens och inneslutna vattenvolymens temperatur, så länge vattentemperaturen är mindre än vattnets förångningstemperatur. Från den tidpunkt av branden, då det inneslutna vattnets förångningstemperatur uppnås, åtgår tillförd värmemängd till att

dels höja stålprofiltemperaturen, dels förånga inneslutet 100-gradigt vatten och dels höja temperaturen för till profilen nytillfört vatten. De till de båda områdena hörande värmebalanssambanden har under förutsättning av försumbar temperaturgradient över stålprofilens tvärsnitt och approximativt lika stålprofil- och vattentemperatur nyligen uppställts och exemplifierande numeriskt lösts i uppsatser av Ehm (25). Från dessa återges i fig. 20 för fyra olika

Figur 20



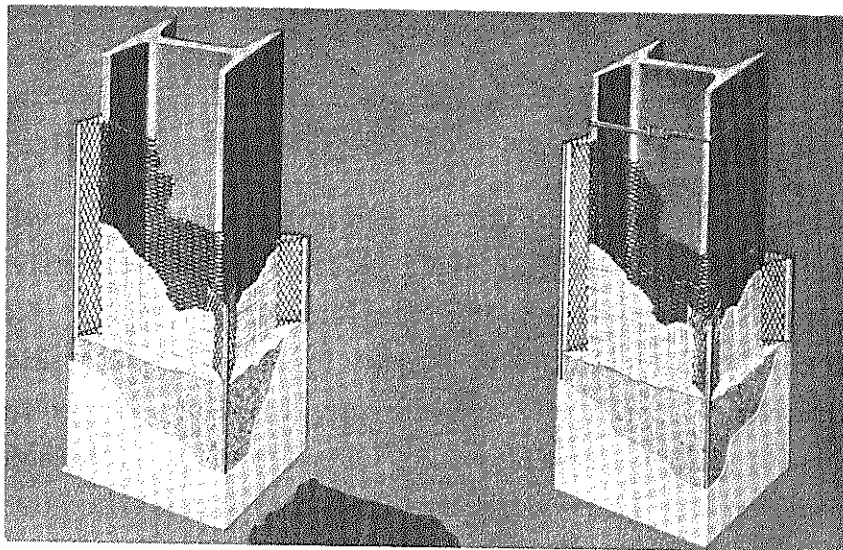
tvärsnittsstorlekar av vattenfylld stålprofil - karakteriserade genom förhållandet mellan mot branden exponerad profilyta F_s och innesluten vattenvolym V_{w0} per längdenhet av bärverket - beräknade kurvsamband mellan brandmotståndstid t_R och tillhörande förhållande mellan härför erforderlig vattenvolym V_w och mot fullständig profilyllnad svarande vattenvolym V_{w0} . Kurvorna förutsätter en med hänsyn till bärförmåga kritisk ståltemperatur $\lambda_{scr} = 550^\circ\text{C}$. I figuren redovisas också genom streckmarkerade kurvor den brandtid t , för vilken vid varierande förhållande V_w/V_{w0} temperaturen för inneslutet vatten just uppnår förångningstemperaturen 100°C . Av figuren framgår t ex för vattenfylld stålprofil med förhållandet $F_s/V_{w0} = 25$ en brandmotståndstid $t_R = 25$ min vid $V_w/V_{w0} = 1$ och $t_R = 48$ min vid $V_w/V_{w0} = 2$, d.v.s. vid en vattencirkulation, som under denna brandvaraktighet av

48 min tillför bärverket dubbla vattenvolymen i förhållande till den mot fullständig profilyllnad svarande. För icke vattenkyld profil uppgår den till $\tau_{s_{cr}} = 550^{\circ}\text{C}$ hörande brandmotståndstiden till 15 min.

De i fig. 20 redovisade kurvorna belyser på ett intressant sätt i stort effekten av en inre vattenkyllning på en enligt standardbrandkurvan påverkad sluten stålprofil. Mot behandlingen kan dock två väsentliga invändningar riktas. Beräknade resultat har framtagits utan beaktande av icke försumbar inverkan av brandförloppets avsvalningsfas och vidare förutsätter resultaten en entydig kritisk ståltemperatur - ett begrepp, som fenomenologiskt ej existerar.

3 2. Isolerat stålbärverk

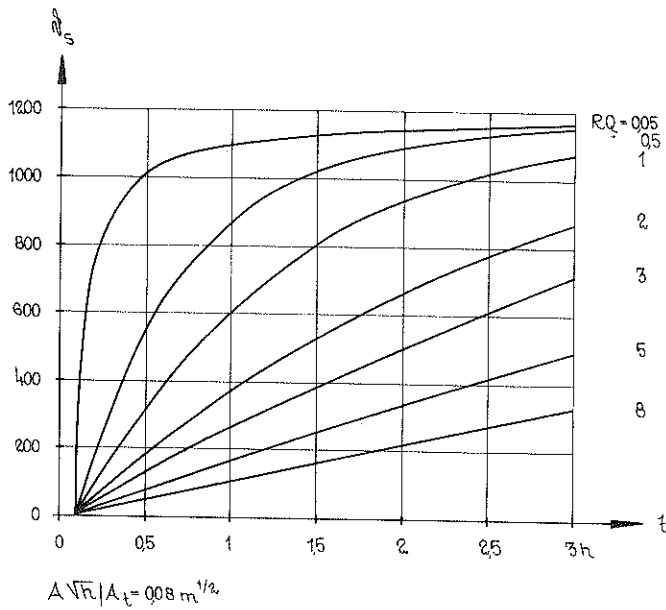
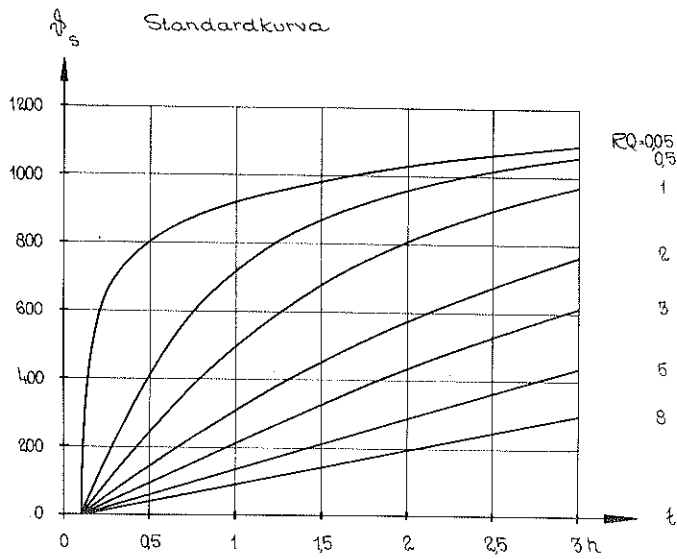
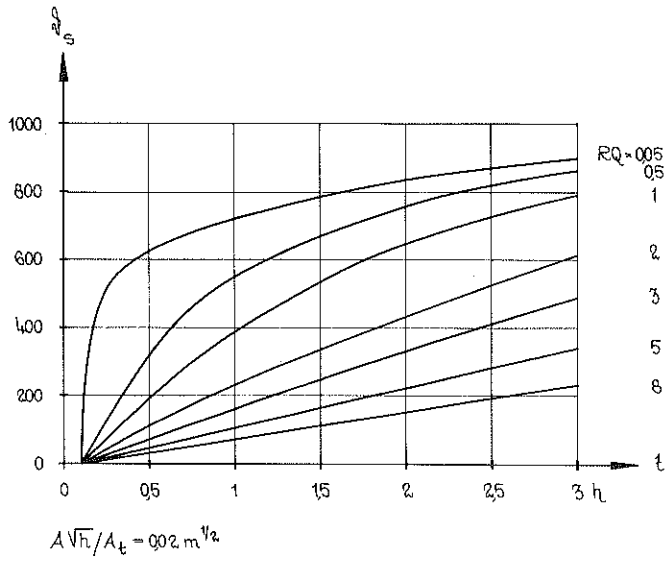
För isolerat stålbärverk anger litteraturen för ordinära praktiska förhållanden tillfredsställande närmemetoder för bestämning av den temperatur τ_s , som vid brandpåverkan uppkommer i det inneslutna stålbärverket (fig. 21) (4), (6), (10), (26) och (27). Närmemetoderna förutsätter som regel



Figur 21

- a) linjär temperaturgradient för isoleringen, vilket gäller bättre ju mindre isoleringstjockleken är,
- b) för såväl stålbärverk som isolering temperaturoberoende värmeledningstal och specifikt värme - en approximation, för vilken i viss utsträckning kan kompenseras genom val av för aktuellt temperaturområde representativa medelvärden, och

Figur 22



- c) för isoleringen endimensionell värmeledning, vilket gäller bättre ju mindre hörneffekterna är.

Närmemetoderna har en parameterkaraktärisering, som underlättar en systematiserad resultatframställning i diagramform. Exempel på sådan resultatframställning ger fig. 22, som för ett enligt fig. 21 isolerat stålbärverk redovisar tidkurvan för ståltemperaturen λ_s vid varierande värden för den genom den konstruktiva detaljutformningen bestämda storheten RQ vid en brandpåverkan enligt dels standardbrandkurvan och dels två gastemperatur-tid-kurvor, bestämda genom öppningsfaktorvärdet 0,02 respektive 0,08m^{1/2} (4), (6), (7). De redovisade kurvorna förutsätter genomgående en tidsfördröjningsfaktor $t_1 = 0,1$ h. För storheterna RQ och t_1 gäller därvid sambanden

$$Q = Q_s + Q_i + Q_1 \quad (16)$$

$$R = \frac{\delta_i}{\lambda_i o_i} \quad (17)$$

$$t_1 = \frac{1}{2} RQ_i \quad (18)$$

med

$$Q_s = \text{stålbärverkets värmekapacitet per längdenhet} = \gamma_s A_s c_{ps} \quad (19)$$

γ_s = stålmaterialets densitet,

A_s = stålprofilens tvärsnittsytta,

c_{ps} = stålmaterialets specifika värme,

$$Q_i = \frac{1}{3} \gamma_i \delta_i o_i c_{pi} \quad (20)$$

γ_i = isoleringsmaterialets densitet,

δ_i = isoleringens tjocklek,

o_i = omkretsen av isoleringens medellinje,

c_{pi} = isoleringsmaterialets specifika värme,

λ_i = isoleringsmaterialets värmeledningstal,

$$Q_1 = \bar{c}_{pl} V_1 \quad (21)$$

V_1 = mellan isolering och stålbärverk per längden-
het innesluten luftvolym och

\bar{c}_{pl} = till volymsenhet hörande specifikt värme för luften.

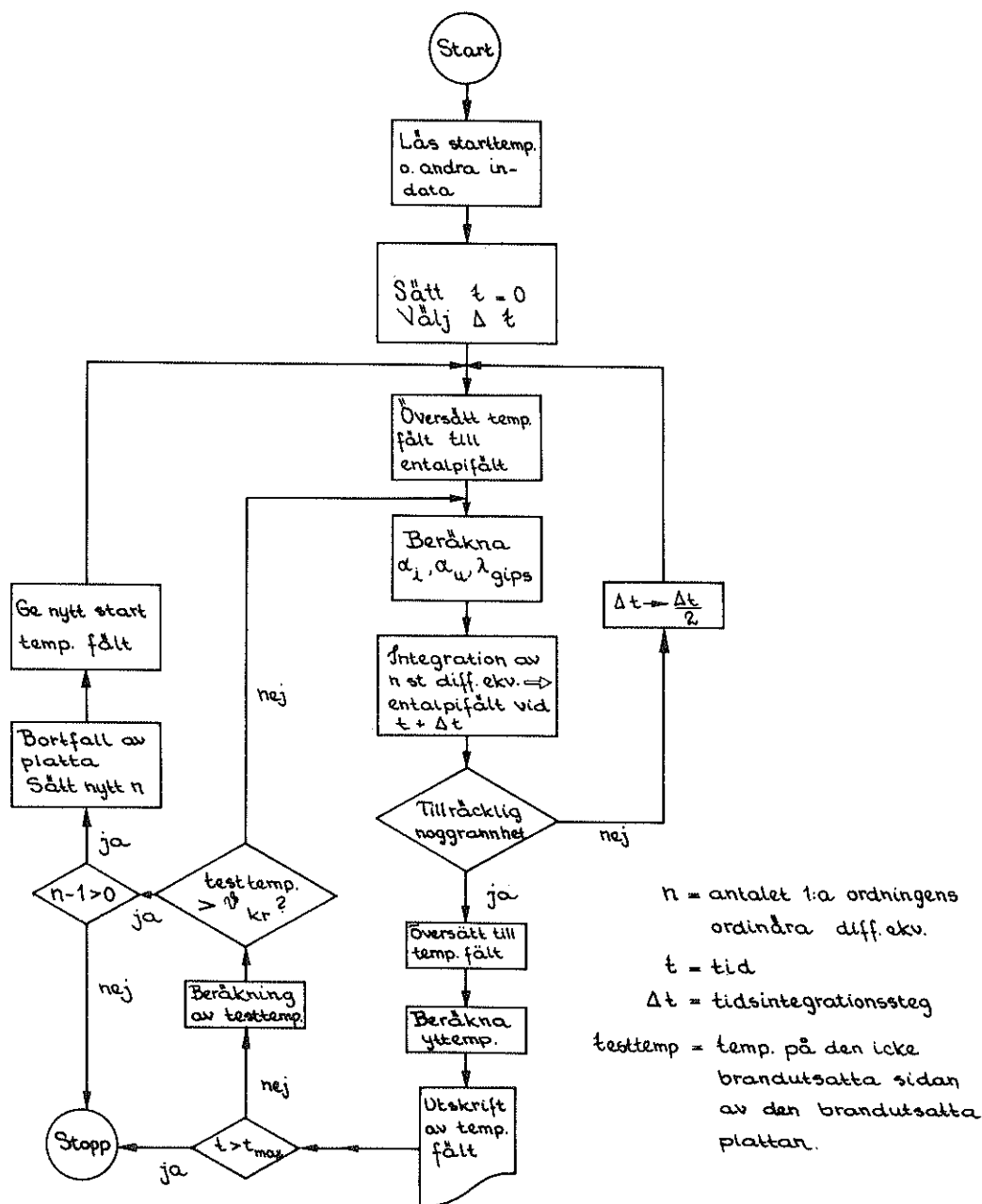
För tillämpning i en funktionellt underbyggd brandteknisk dimensionering fordrar temperatur-tid-kurvor av i fig. 22 redovisad typ en kompletterande utbyggnad med hänsyn till inverkan av brandförloppets avsvalningsfas. Vidare måste kurvornas tillämpning begränsas till isoleringsmaterial, som inom aktuellt temperaturområde ej genomgår någon väsentlig strukturomvandling eller sönderdelning.

Som komplement till skisserat närmeförfarande exemplifieras avslutningsvis en noggrann brandteknisk dimensionering, genomförd för Boo annexsjukhus (28), vilket utformats med primärbärning av gipsplattisolerade stålpelare och stålbalkar och med avskiljande innerväggar av icke bärande typ, uppbyggda av en lätt stålprofilstomme med på varje sida 2 st 13 mm gipsplattor.

Dimensioneringen bygger på de i Svensk Byggnorm 67 för brandförloppets uppvärmningsfas för varierande öppningsfaktor $A\sqrt{h}/A_t$ angivna gastemperatur-tid-kurvorna (fig. 9), kompletterade med ur brandcellens värme- och massbalanskvationer beräknade, redovisningstekniskt något förenklade temperatur-tid-kurvor för brandförloppets avsvalningsfas. Med utgångspunkt från dessa nyanterade temperaturkurvor för brandcellen har sedan genomförts en noggrann beräkning av brandpåverkade bärande och avskiljande konstruktions temperatur-tid-fält över de till elementindelad konstruktion hörande värmebalanskvationerna i differensform. Därvid har beaktats temperaturberoende för isolerings- och stålmaterialens termiska egenskaper, effekt av i isoleringen initieellt inneslutet vattens bortgång samt kritisk temperatur för gipsplattisoleringens sönderfall. På grundval av vid Statens Provningsanstalt utförda försök har som kritiskt temperaturkriterium för icke fiberarmerad gipsplattas sönderfall valts en temperatur på plattans icke brandutsatta sida, som uppgår till 550°C vid vertikalt applicerad och 500°C vid horisontellt applicerad isolering. För fiberarmerad gipsplatta är en förhöjning av de kritiska sönderfallstemperaturerna med cirka 50°C experimentellt motiverad.

Beräkningarna har genomförts numeriskt på den elektroniska data-maskinen SMIL i Lund enligt ett modifierat Runge-Kutta-förfarande med programmering i Algol. Förfarandet belyses av fig. 23, vilken redovisar det flödesschema, som tillämpats för beräkning av temperatur-tid-fält för ensidigt brandpåverkad, avskiljande vägg.

Figur 23



För sjukhusets olika brandceller aktuell brandbelastning illustreras av den i fig. 24 återgivna frekvenssammanställningen, vilken omfattar för sjukhusets plan 2-5 gällande kombinationer av öppningsfaktor $A \sqrt{h}/A_t$ och brandvaraktighet T, beräknad ur ekv. (8). Av dessa kombinationer har vid den brandtekniska dimensioneringen detaljstuderats 12 st med tillhörande, enligt ovan bestämda brandförloppskaraktistika för uppvärmnings- och avsvalningsfas enligt fig. 25,

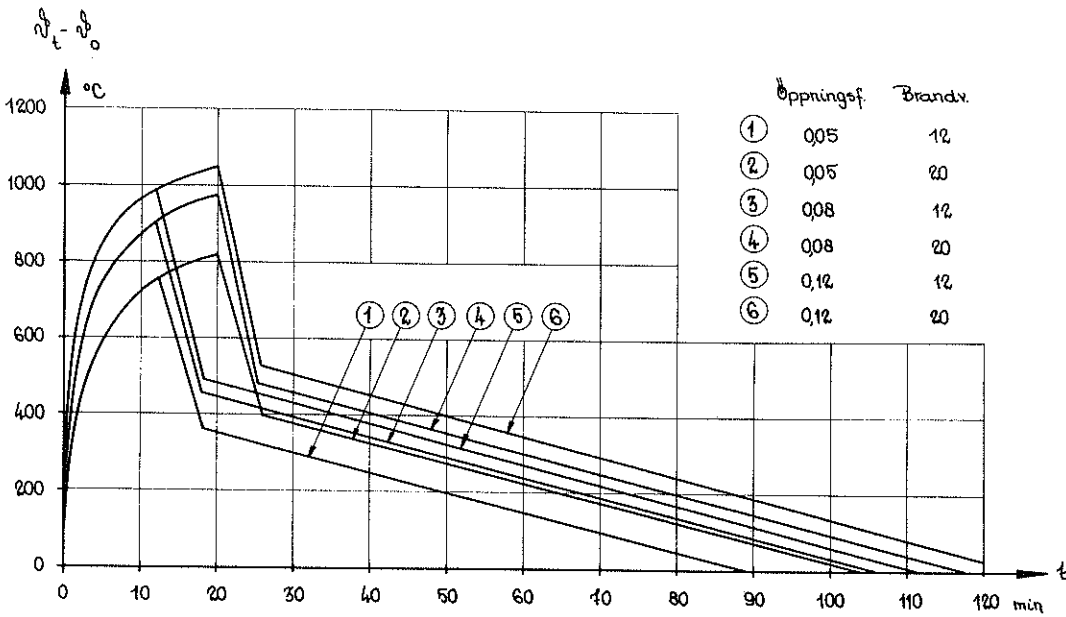
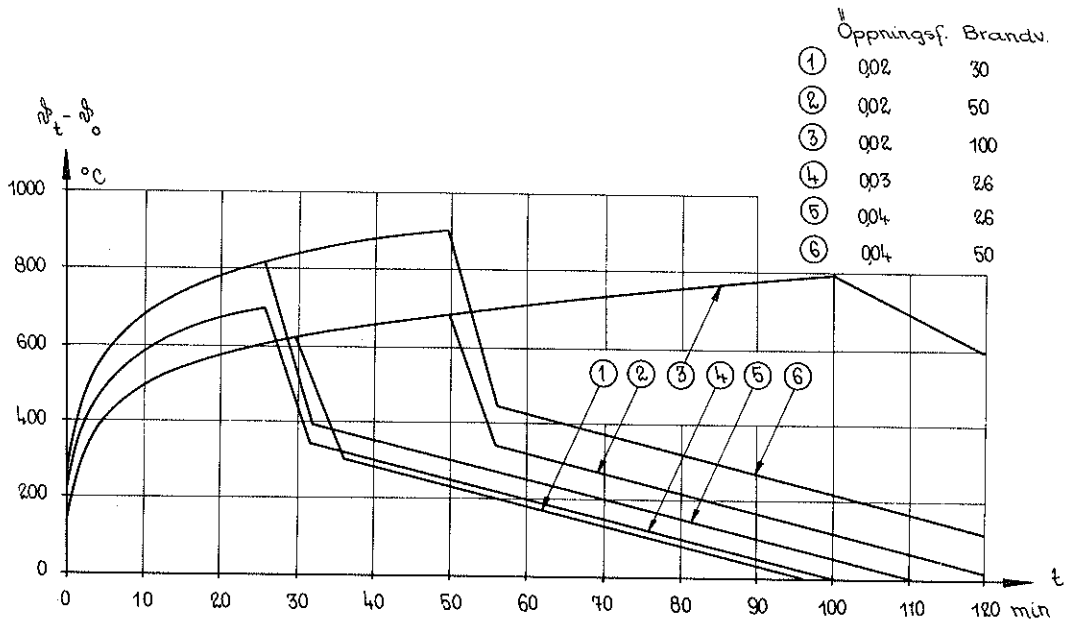
Figur 24

$\frac{A \sqrt{h}}{A_t}$	Brandvaraktighet T i min																								
	≤ 6	8 ¹⁾	10	12	14	16	18	20	22	24	26	28	30	35	40	45	50	55	60	70	80	90	100	∞	
0,01																									
0,02													/				/							/	
0,03	###	/										###	//	###	/	###									
0,04			//					###	###	/		###	###	/	/		/								
0,05			///	/	###	###	/	###	###	/						//									
0,06			/	///	###	###	/	###			/														
0,07		///		///	///	///	//	/																	
0,08		//		###	###	###	///	###	###	///	///	/	/												
0,09		//	///	###	///	///	/			/															
0,10	###	//	###	/	###	//	/		/																
0,12	//	///	###	///	//	///				//															
0,14	//	###	/	/																					
0,16	###	///																							
0,18		/																							
0,20	###	//																							
0,25	//																								
0,30	###																								

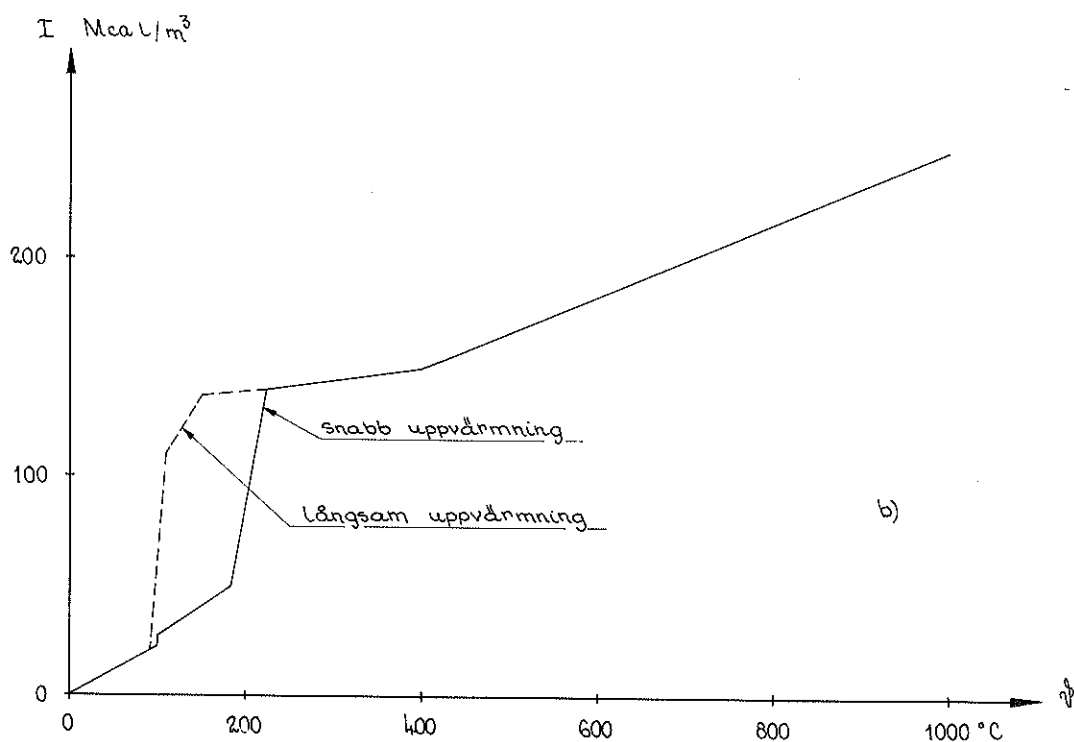
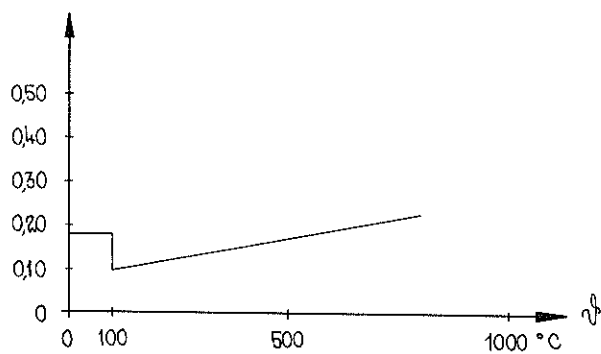
¹⁾ Avser 6 min < brandvaraktighet ≤ 8 min etc

För stålmaterialens specifika värme c_{ps} vid beräkningarna tillämpat temperaturberoende har valts enligt litteraturuppgifter; jfr. t ex (5). För gipsplattornas värmeledningstal λ har på grundval av bestämningar, utförda vid Statens Provningsanstalt och Höganäs AB, valts ett temperaturberoende enligt fig. 26a. Vid beräkningarna tillämpat entalpi-temperatursamband för gipsplattorna framgår av fig. 26b. Sambandet, vilket differentierats med hänsyn till snabb och långsam uppvärmning, har därvid konstruerats med utnyttjande av dels litteraturuppgifter och dels försöksresultat, framtagna vid Statens Provningsanstalt.

Figur 25



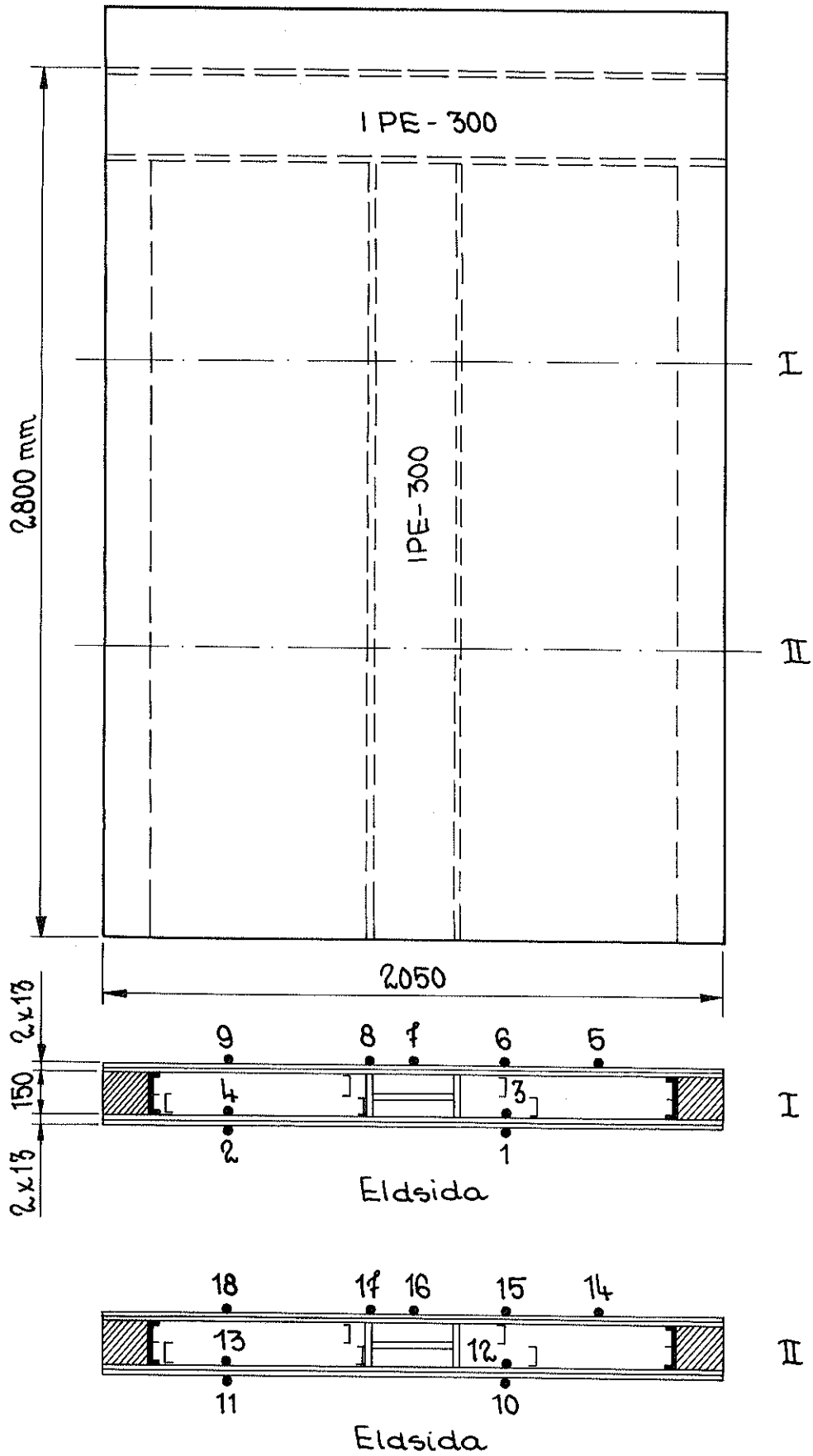
Figur 26 λ kcal/m h °C



Vid den brandtekniska dimensioneringen beräknade resultat punkt-belyses i här föreliggande sammanhang med begränsning till den ensidigt brandpåverkade, avskiljande, icke bärande innerväggen, utformad enligt fig. 27 med en lätt stålprofilstomme med på varje sida 2 st 13 mm gipsplattor. För en sådan brandavskiljande konstruktion innebär de normenligt ställda fordringarna, som ovan nämnts, dels ett krav på täthet mot genomsläpp av eldslågor och dels ett krav, för såväl flamfas som avsvalningsfas, på att maximal temperaturökning på den från branden vända sidan av väggen högst får uppgå till 140°C.

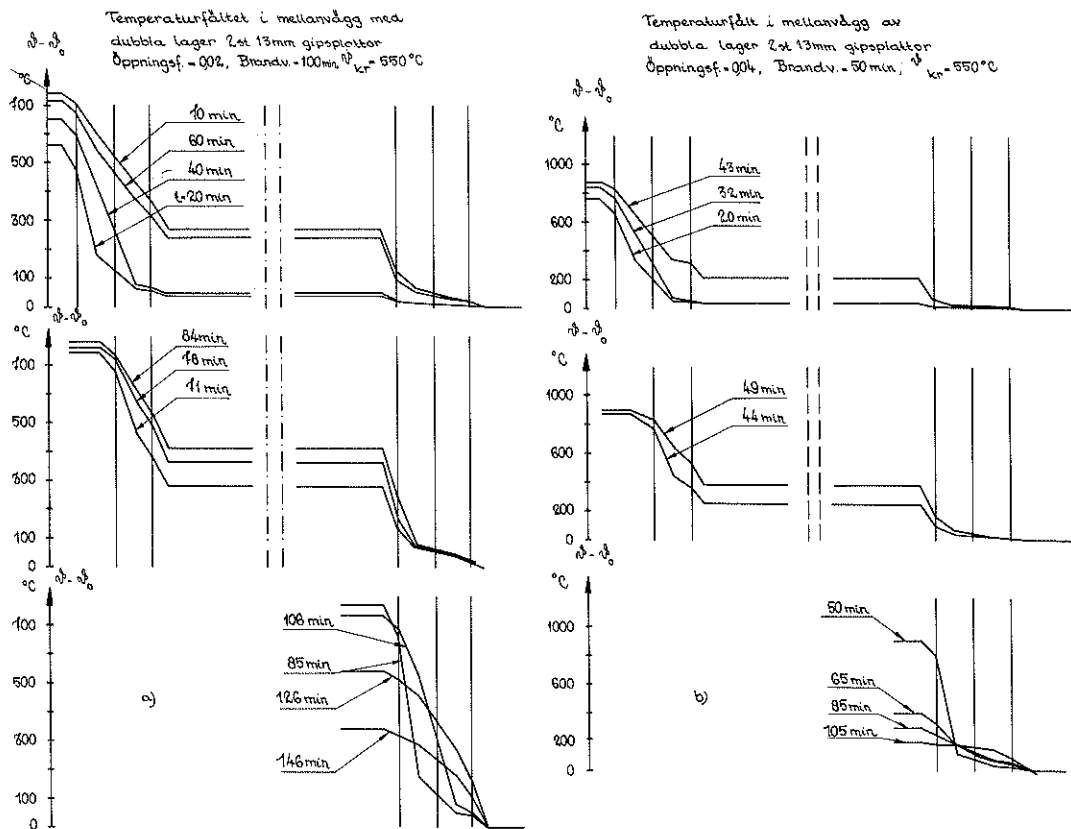
Mätpunkternas placering

Figur 27



Ur för den brandavskiljande innerväggen beräknade temperatur-tid-samband väljs för en fragmentarisk illustration av väggens funktion vid ensidig brandpåverkan de i fig. 28a och b redovisade temperaturgradienterna. Delfiguren a gäller därvid för kombinationen öppningsfaktorn $A\sqrt{h}/A_t = 0,02 \text{ m}^{1/2}$ och brandvaraktigheten $T = 100$ min och delfiguren b för kombinationen öppningsfaktorn $0,04 \text{ m}^{1/2}$ och brandvaraktigheten 50 min, d.v.s. i jämförelse belyser de båda delfigurena effekten av en variation i förbränningshastighet vid konstant brandbelastningsvärde $q = 50 \text{ Mcal/m}^2$ omslutningsyta av brandcellen - jfr ekv. (8). Temperaturgradienterna förutsätter i båda delfigurena icke fiberarmerade gipsplattor.

Figur 28



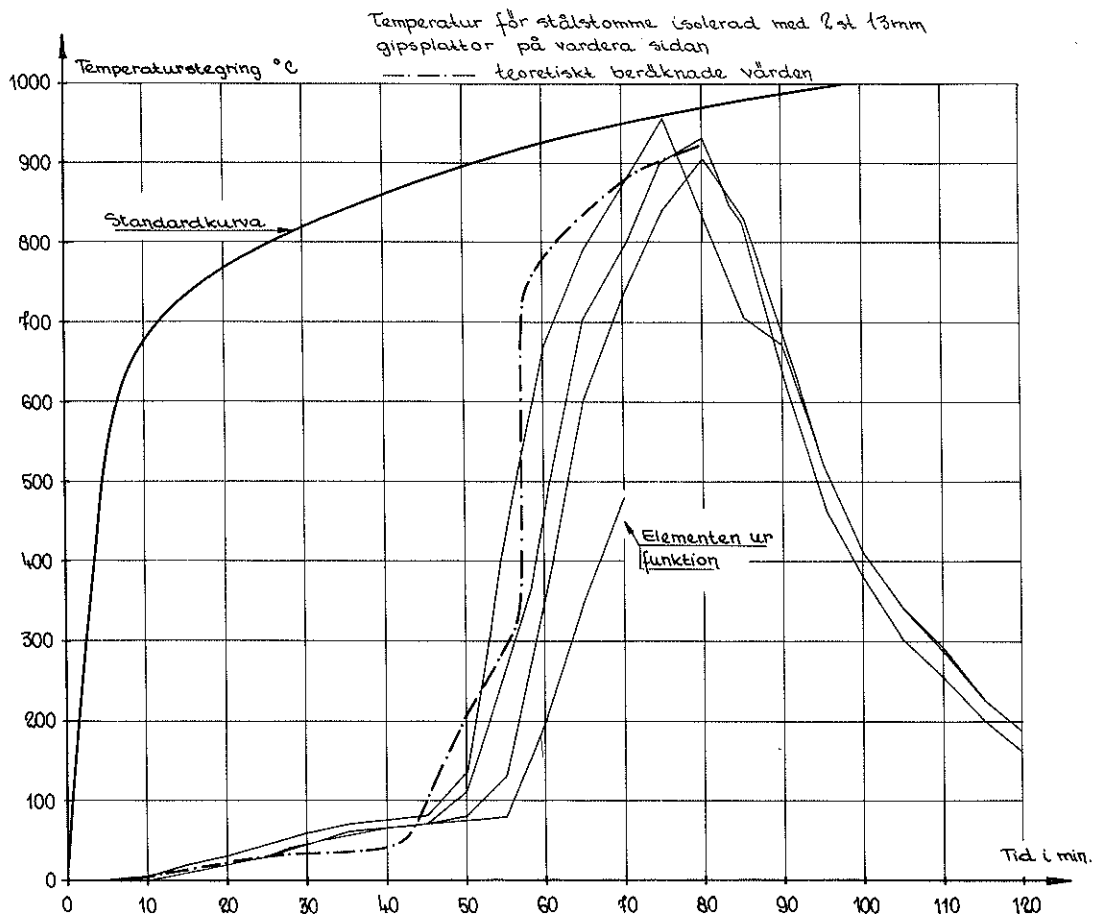
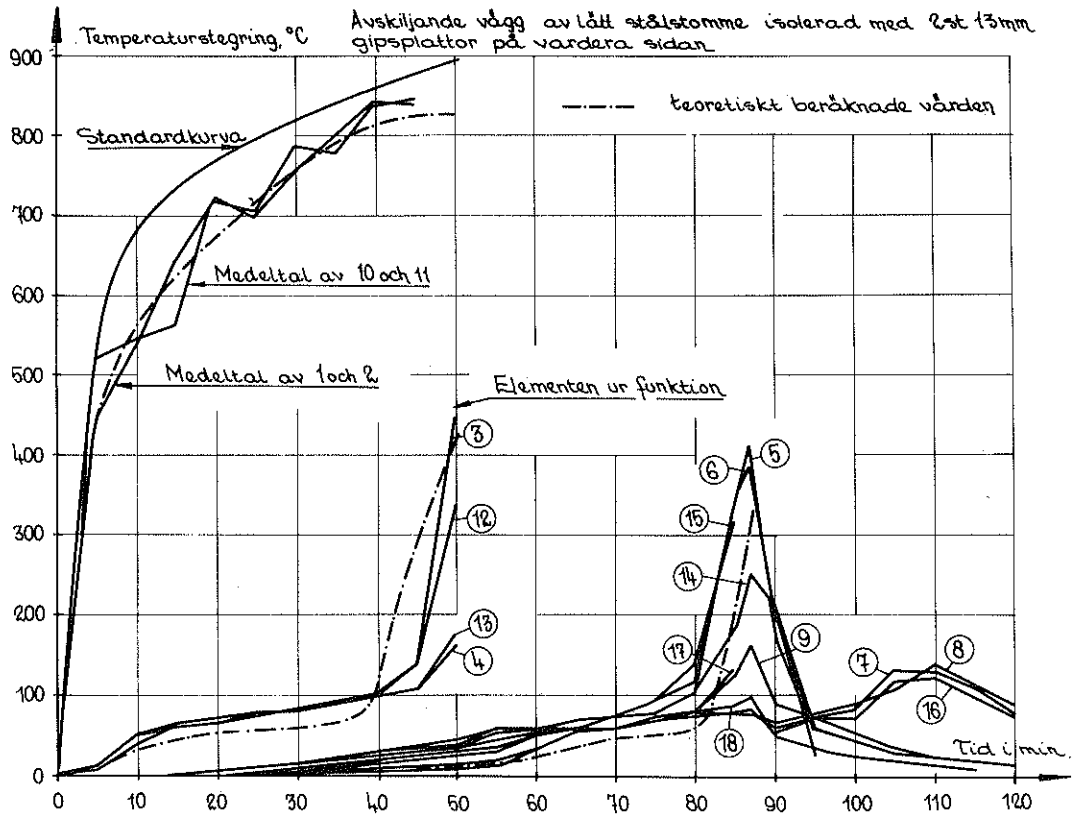
För det i fig. a redovisade alternativet med en långsam förbränning sker beräkningsmässigt ett sönderfall av den yttre gipsplattan på väggens brandpåverkade sida vid en brandtid, som ligger mellan 70 och 71 min. Från den tidpunkten övergår den brandavskiljande väggen till en konstruktion med endast en gipsplatta på den brandpåverkade sidan. Vid en brandtid mellan 84 och 85 min sönderfaller beräkningsmässigt också denna gipsplatta, varigenom den icke bärande stålprofilstommen blir direkt exponerad mot branden.

Efter 100 min upphör brandförloppet uppvärmningsfas. Vid denna tidpunkt uppgår temperaturökningen på den från branden vända sidan av väggen till 45°C . Under den efterföljande avsvältningsfasen för brandcellen sker en omlagring i temperaturfördelning inom väggens kvarvarande båda gipsplattor, vilket för den från branden vända sidan av väggen medför till en början en tillväxt och därefter en reduktion i temperaturökning. Maximivärdet uppnås cirka 20 min efter uppvärmningsfasens slut och uppgår beräkningsmässigt till 185°C , d.v.s. till ett större värde än som normenligt tillåts. Ett utbyte av väggens icke fiberarmerade gipsplattor mot fiberarmerade med högre kritisk sönderfallstemperatur ger för den från branden vända väggytan en fördröjd temperaturökning med ett maximivärde, som beräknas till endast cirka 55°C .

För det i fig. b redovisade alternativet, vilket i förhållande till det i fig. a återgivna krakteriseras av en dubbelt så stor förbränningshastighet, inträffar beräknat sönderfall för den första gipsplattan vid en brandtid mellan 43 och 44 min och för den andra gipsplattan vid en brandtid mellan 49 och 50 min, d.v.s. ungefär samtidigt med uppvärmningsfasens slut. För alternativet beräknas en maximal temperaturökning för den från branden vända väggytan av 57°C , vilket värde uppnås cirka 50 min efter avslutad uppvärmningsfas. Av de i fig. a och b redovisade alternativa förbränningshastigheterna vid lika brandbelastningsvärde ger följaktligen alternativet med långsammare förbränning den mest ogynnsamma brandpåverkan mot den avskiljande väggkonstruktionen.

Central är frågan om vilken grad av överensstämmelse, som karakteriserar enligt ovan skisserat, noggrant beräkningsförfarande bestämda temperatur-tid-fält för brandpåverkad konstruktion i förhållande till de temperatur-tid-fält, som uppmätts vid experimentella brandpåverkansundersökningar. En illustration av frågeställningen ger fig. 29a och b, vilka för en enligt standardkurva - ekv. (6) - ensidigt brandpåverkad vägg med uppbyggnad enligt fig. 27 genom de heldragna kurvorna redovisar i olika punkter av väggen experimentellt registrerade temperatur-tid-samband vid av Statens Provningsanstalts brandtekniska laboratorium utförd provning och genom streckprickade kurvor motsvarande teoretiskt beräknade samband. I fig. a sifferbetecknade, experimentella kurvor har därvid

Figur 29



referens till mätpunkter med placering enligt fig. 27 och i fig. b sammanställda, uppmätta kurvsamband referens till på väggens stålprofilstomme placerade mätpunkter. Överensstämmelsen mellan teoretiskt beräknade och experimentellt bestämda temperaturvärden är genomgående anmärkningsvärt god.

4. Sammanfattande slutsatser

Genom den givna översikten har några i en funktionellt betingad, nyanserad, brandteknisk dimensionering ingående etapper summariskt belysts med speciell tillämpning för brandpåverkade stålkonstruktioner. Av översikten framgår, att en kvalificerad brandteknisk dimensionering enligt de ovan skisserade, principiella riktlinjerna för närvarande är praktiskt genomförbar i vissa fall. En angelägen vidgad tillämpning av dimensioneringsförfarandet förutsätter en väsentlig utbyggnad av nuläget kunskapsunderlag inom området. Ett betydelsefullt delproblem för omfattande insatser utgör därvid brandbelastningen, för vilken krävs dels en statistisk inventering för med hänsyn till användningsområde vanligare lokal- och byggnadstyper och dels förbränningstekniska undersökningar, som ytterst kan leda till en detaljerad brandbelastningskarakterisering med en redovisning av såväl värmevärde som tidsvariationen för hela brandförloppet av förbränningshastighet samt flammors, glödande partiklars och rökgasers strålningstal. Ett annat väsentligt delproblem, som snarast måste lösas för en vidgad tillämpning av det skisserade dimensioneringsförfarandet, utgör en kombinerad teoretisk och experimentell bestämning av nyanserade temperatur-tid-kurvor för brandförloppets avsvalningsfas. Speciellt för konstruktioner med liten värmetröghet, t ex oisolerade eller lätt isolerade stålbärverk, har detta delproblem hög prioritet. Ytterligare delproblem av väsentlig betydelse för en kvalificerad brandteknisk dimensionering av stålkonstruktioner, som fordrar ett betydande forsknings- och utvecklingsarbete, finns inom områdena isoleringsmaterialens termiska och mekaniska egenskaper vid för brandpåverkan aktuella temperaturer samt de brandpåverkade, statistiskt obestämda stålbärverkens verknings sätt och bärförmåga. Av hög angelägenhetsgrad är slutligen teoretiska insatser, som syftar till ett systematiserat, möjligast fullständigt underlag, som för den praktiskt verksamme konstruktören kan underlätta en noggrann

bestämning av brandpåverkad konstruktions temperatur-tid-fält och bärförmåga.

De anförda delproblemen är samtliga av väsentlig betydelse för en för alla bärverkstyper önskvärd utveckling mot en funktionellt bättre underbyggd brandteknisk dimensionering. För stålbärverk är delproblemens snara lösning ett nödvändigt villkor för en med hänsyn till andra bärverksmaterial balanserad generell konkurrenssituation.

Litteratur

- (1) BOUÉ, P., Der Feuerschutz im Stahlhochbau. Berichte des deutschen Ausschusses für Stahlbau, H. 21. Köln 1959.
- (2) PETERSSON, O., Betons brandstabilitet - inledningsanförande vid 4. Nordiske Betonforskningskongres i Aalborg 1962. Nordisk Betong 1963, Nr 1, s. 34.
- (3) PETERSSON, O., General Programme for Scandinavian Long-Term Fire Engineering Research. Proceedings No. 129 of the National Swedish Institute for Materials Testing, Stockholm 1963.
- (4) PETERSSON, O., Utvecklingstendenser rörande brandteknisk dimensionering av stålkonstruktioner. Väg- och vattenbyggarren 1964, Nr 6/7, s. 265.
- (5) PETERSSON, 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.
- (6) PETERSSON, O., Isolerade metalliska bärverks brandmotstånd. Gyproc-Nytt 1967, Nr 2, s. 4.
- (7) PETERSSON, O. - ÖDEEN, K., Byggnadsteknisk brandforskning i Sverige. Byggmästaren 1968, Nr 5, s. 37.

- (8) PETTERSSON, O. - ÖDEEN, K., Pågående och planerad byggnadsteknisk brandforskning i Sverige. Rapport 34:1968 från Statens institut för byggnadsforskning, Stockholm.
- (9) KAWAGOE, K. - SEKINE, T., Estimation of Fire Temperature-Time Curve in Rooms. Building Research Institute, Occasional Report No. 11, Tokyo 1963.
- (10) WITTEVEEN, J., Brandveiligheid Staalconstructies. Centrum Bouwen in Staal, Rotterdam 1966.
- (11) Aluminiumkonstruktioner - försöksnorm och kommentarer, utarbetade av SVR-s Aluminiumnormkommitté. Stockholm 1966.
- (12) PETTERSSON, O., Pågående arbete med normer för aluminiumkonstruktioner. Väg- och vattenbyggaren 1967, Nr 6, s. 249.
- (13) GROSS, D., Experiments on the Burning of Cross Piles of Wood. Journal of Research of the National Bureau of Standards, Washington, Vol. 66 C, No. 2, April-June 1962, s. 99.
- (14) HALPAAP, W., Beurteilung des Brandschutzes eines Gebäudes nach Punkten. VFDB-Zeitschrift, 1960, H. 4, s. 119.
- (15) KOLLBRUNNER, C.F. - BOUÉ, P., Berechnung der Feuersicherheit der Stahlkonstruktionen im Hochbau und ihre praktische Durchführung. Europäische Konvention der Stahlbauverbände, Zürich 1960, H. 1.
- (16) ÖDEEN, K., Theoretical Study of Fire Characteristics in Enclosed Spaces. Division of Building Construction, Royal Institute of Technology, Bulletin No. 10, Stockholm 1963.
- (17) KAWAGOE, K., Fire Behaviour in Rooms. Building Research Institute, Report No. 27, Tokyo 1958.
- (18) SIMMS, D.L. - HIRD, D. - WRIGHT, H.G.H., The Temperature and Duration of Fires. Some Experiments with Models with a Restricted Ventilation. Department of Scientific and 'Industrial Research and Fire Offices' Committee Joint Fire Research Organization, F.R. Note No. 412, 1960.

- (19) ASHTON, L.A. - MALHOTRA, H.L., External Walls of Buildings. Part I. The Protection of Openings Against Spread of Fire from Storey to Storey. Department of Scientific and Industrial Research and Fire Offices' Committee Joint Fire Research Organization, F.R. Note No. 436, 1960.
- (20) THOMAS, P.H., Some Studies of Models in Fire Research. VFDB-Zeitschrift, 1960, H. 3, s. 96.
- (21) FAURE, J., Study of Convection Currents Created by Fires of Large Area. International Symposium on the Use of Models in Fire Research, Washington 1961, s. 130.
- (22) ÖDEEN, K., Experimentellt och teoretiskt studium av brandförlopp i byggnader. Rapport 23:1968 från Statens institut för byggnadsforskning, Stockholm.
- (23) PETTERSSON, O., Work Conducted by WG 5. Report, presented at the Fifth Plenary Meeting of ISO/TC 92 in the Hague 6th - 10th November 1967. ISO/TC 92 WG 5 (Sweden - 5) 27, 1967.
- (24) HOTCHKISS, J., Hauptverwaltungsgebäude der „US-Steel Corporation" in Pittsburg (USA). Acier-Stahl-Steel 1967, H. 9, s. 357.
- (25) EHM, H., Résistance au feu d'éléments métalliques remplis d'eau. Construction Métallique 1968, No. 2, s. 15.
- Feuerwiderstandsfähigkeit von wassergekühlten Stahlstützen. Der Stahlbau 1968, H. 6, s. 161.
- (26) GEILINGER, W. - BRYL, S., Feuersicherheit der Stahlkonstruktionen. IV. Teil. Schweizer Stahlbauverband, Mitteilungen der Technischen Kommission, H. 22, Zürich 1962.
- (27) 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.

- (28) MAGNUSSON, S.E. - PETTERSSON, O., Nyanserad brandteknisk dimensionering av isolerad stålkonstruktion i bärande eller avskiljande funktion. Väg- och vattenbyggaren 1969, Nr 4.