

IR. T. T. LIE

## BEKLEDINGSMATERIALEN EN BOUWCONSTRUCTIES BIJ BRAND

U.D.C. 624.042.5:699.81

*I. De eventuele bijdrage van een bekledingsmateriaal tot de ontwikkeling van een brand kan met behulp van een standaardapparaat uitgedrukt worden in een bepaalde waarde, de zgn. vlamoverslagintensiteit. Om de uitkomsten voor de praktijk te interpreteren, zijn modelproeven genomen. Het is mogelijk om voor een bekledingsmateriaal, waarvan de vlamoverslagintensiteit bekend is, de te verwachten minimum ontwikkelingstijd onder bepaalde omstandigheden in de praktijk aan te geven.*

### I BEKLEDINGSMATERIALEN

#### 0 Inleiding

In een vroeger artikel [1] werd een methode beschreven waarmee de bijdrage van bekledingsmaterialen tot de ontwikkeling van een brand in besloten ruimten kon worden nagegaan. Met behulp van een uit de proef verkregen waarde, de zgn. vlamoverslagintensiteit, was het mogelijk om een onderscheid te maken in de bijdrage van materialen tot de ontwikkeling van een brand. Een praktische betekenis kon echter nog niet aan de vlamoverslagintensiteit worden verbonden. Wel was het mogelijk om vast te stellen of een materiaal goed of slecht was, doch in welke mate onder praktijkomstandigheden een materiaal met een bepaalde vlamoverslagintensiteit de ontwikkelingstijd van een brand d.i. de periode vanaf het ontstaan van de brand totdat de zgn. vlamoverslag is opgetreden, zal verkorten, was nog niet duidelijk. Om hieromtrent meer inzicht te verkrijgen werden proeven genomen met modellen van verschillende vorm en grootte. Eerst werden modellen gebruikt waarbij elektrisch verhitte gloeispiralen dienden om het te onderzoeken bekledingsmateriaal aan hoge temperatuur bloot te stellen [2].

Met deze modellen werd de invloed van de grootte van het model, ventilatie en de toegevoerde energie op de ontwikkelingstijd nagegaan. Later werden modellen gebruikt waarin de energie inplaats van elektrisch, toegevoerd werd door verbranding van houtstapelingsen, zodat het verloop van de in het model ontwikkelde warmte meer in overeenstemming was met dat in de praktijk gedurende een brand.

Met behulp van de gegevens verkregen uit de modelproeven (uitgevoerd in het Centr. voor Brandveiligheid van het IBBC (voordien Brandveiligheids Instituut TNO) werd een schaal samengesteld voor de bijdrage van bekledingsmaterialen tot de ontwikkeling van een brand. In deze schaal zijn de grenzen aangegeven waar de bijdrage van een materiaal gering en praktisch verwaarloosbaar wordt resp. waar de bijdrage zo groot wordt, dat de ontwikkelingstijd van de brand hoofdzakelijk door het bekledingsmateriaal wordt bepaald. Ook is het mogelijk aan te geven wat onder bepaalde omstandigheden voor een materiaal met bekende vlamoverslagintensiteit de te verwachten ontwikkelings-tijd zal zijn. In dit artikel zal de methode voor de bepaling van de vlamoverslagintensiteit en de uit modelproeven afgeleide betekenis hiervan voor de praktijk nader worden beschouwd.

## 1 Het verloop van een brand

In het algemeen ontstaat een brand doordat plaatselijk door een of andere warmtebron bijv. een lucifersvlam, kachel, strijkijzer enz. een brandbaar materiaal tot ontvlammen wordt gebracht. Het is bekend, dat wanneer dit gebeurt met een bekledingsmateriaal, de brand zich, afhankelijk van de aard van het bekledingsmateriaal, soms zeer snel kan uitbreiden. In ruimten van beperkte afmetingen zoals kantoorruimten, woonruimten, schoollokalen enz. wordt een dergelijke snelle uitbreiding van de brand voor een belangrijk deel veroorzaakt door opzaming in de ruimte van de uit het bekledingsmateriaal ontwikkelde warmte. Hierdoor kunnen nog niet brandende delen in de ruimte zo sterk verhit worden, dat zij in korte tijd brandbare gassen gaan ontwikkelen, die door het reeds brandende gedeelte ontstoken worden. In dit stadium van de brand stijgt de temperatuur in de ruimte zeer snel. Het tamelijk plotseling in brand geraken van nog niet brandende gedeelten van de ruimte wordt vlamoverslag genoemd. Vóór de vlamoverslag zijn de temperaturen in de ruimte op korte afstand van het brandende gedeelte nog betrekkelijk laag, zodat ontvluchten uit de ruimte en uit aangrenzende ruimten goed mogelijk is, terwijl de door de brand aangerichte schade betrekkelijk gering is.

Het temperatuurverloop gedurende een brand is schematisch in fig. 1 door kromme a weergegeven. De kromme b stelt het verloop voor zoals het tijdens een proefbrand gemeten werd. De periode A-B is de periode vóór de vlamoverslag en wordt de ontwikkelingsperiode genoemd. Bij B begint de brandperiode. Hier treedt vlamoverslag op en de temperatuur in de ruimte stijgt zeer snel. De stijging duurt voort, totdat tussen de in de ruimte ontwikkelde warmte en de uit de ruimte door de openingen en naar de wanden afgevoerde warmte evenwicht is ontstaan en de temperatuur in C, na het bereiken van de evenwichtstoestand, weer daalt. In C eindigt de brandperiode en begint de doofperiode. In de brand- en doofperiode zijn de temperaturen zo hoog dat direct gevaar bestaat voor uitbreiding van de brand naar de omgeving door

voortplanting van vlammen, doorslag door scheidingsconstructies of bezwijken hiervan en door straling naar omliggende objecten.

De duur van de drie bovengenoemde perioden en de hierin bereikte temperaturen zijn afhankelijk van een groot aantal factoren [3]. Voor de brand- en doofperiode zijn van primair belang: de hoeveelheid per eenheid van vloeroppervlak aanwezig brandbaar materiaal, de zgn. vuurbelasting, en de afmetingen van de ruimte en de openingen in de brandende ruimte [4, 5, 6].

Wordt alleen de invloed van deze factoren op het verloop van de brand in beschouwing genomen, dan zal naarmate de vuurbelasting hoger is, bij een bepaalde grootte van de openingen, de brand langer duren. Van de grootte van de openingen hangen de zuurstoftoetreding en de warmteuitwisseling met de omgeving af, zodat hierdoor, bij een zekere vuurbelasting, de gedurende de brand bereikte temperatuur wordt bepaald. Het is de bedoeling om in dit deel niet verder in te gaan op de brand- en doofperiode, doch hoofdzakelijk de ontwikkelingsperiode nader te beschouwen.

De factoren, die in de ontwikkelingsperiode een rol spelen zijn o.a. de vorm en afmetingen van het vertrek, de ventilatie, de grootte en plaats van de warmtebron waardoor de brand ontstaat en de aard en opstelling van de inrichting en bekleding.

Zoals in de praktijk en uit eigen zowel als ander onderzoek [7] is gebleken, is voor de duur van de ontwikkelingsperiode vooral de invloed van het bekledingsmateriaal van belang, hoewel ook andere factoren zoals ventilatie en wind [4] en uiteraard de grootte van de ontstekingsbron de duur sterk kunnen beïnvloeden.

Wanneer een materiaal veel warmte ontwikkelt kan als gevolg van opzaming van de warmte zeer snel vlamoverslag ontstaan.

Om de bijdrage van een materiaal tot de ontwikkeling van een brand te beoordelen, werd een toestel vervaardigd. In het toestel werd met de uit het materiaal ontwikkelde warmte rekening gehouden door de energie te bepalen, die elektrisch moet worden toegevoerd, om in een bepaalde tijd in het met het materiaal beklede doosvormige toestel, vlamoverslag tot stand te brengen.

Naarmate het materiaal zelf meer bijdraagt is minder energie nodig voor het verkrijgen van vlamoverslag.

De energie, die per seconde en per  $\text{cm}^2$  van de grootste doorsnede van het toestel moet worden toegevoerd om vlamoverslag in precies 15 minuten tot

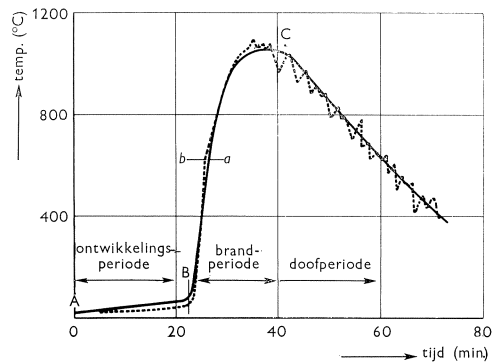


Fig. 1. Temperatuurverloop bij brand met lange ontwikkelingsperiode en korte brandperiode.

stand te brengen, is gekozen als maatstaf voor de bijdrage van het materiaal tot het ontstaan van vlamoverslag. Deze energie wordt de *vlamoverslagintensiteit* genoemd.

De omstandigheden, die van invloed zijn voor het ontstaan van vlamoverslag in het toestel, zoals ontstekingsbron, ventilatie, isolatie en vorm van het toestel zijn zodanig gekozen, dat deze gunstig zijn voor het ontstaan van vlamoverslag. Inmiddels is de beproevingsmethode genormaliseerd [8]. Voor de duidelijkheid zal hieronder een korte beschrijving van het toestel en de werkwijze bij het onderzoek van een materiaal worden gegeven.

## 2 Vlamoverslagtoestel

Ter bepaling van de vlamoverslagintensiteit wordt een toestel gebruikt zoals is te zien in fig. 2.

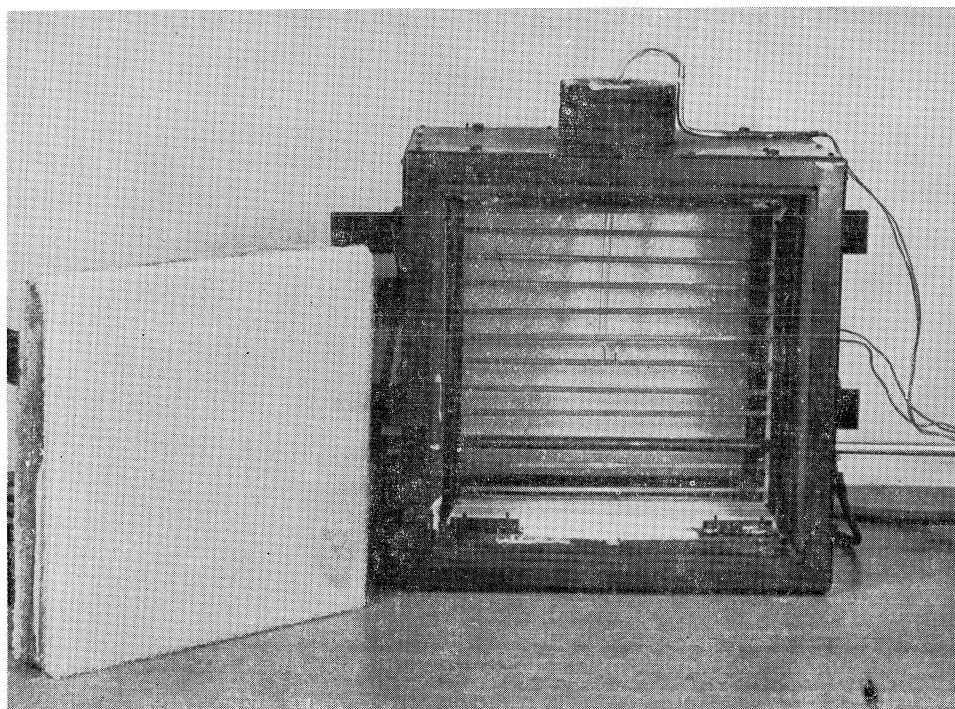


Fig. 2. Vlamoverslagtoestel.

Het toestel is vervaardigd van asbestplaat. In het midden zijn op kwartstaven gloeispiralen aangebracht, waardoor een elektrische stroom kan worden gevoerd. De energietoevoer wordt uitgedrukt in  $\text{cal}/\text{cm}^2/\text{sec}$  en wordt gevonden door de, per seconde, toegevoerde energie, uitgedrukt in calorieën, te delen door het oppervlak van de doorsnede van de proefkast, evenwijdig met de



proefstukken ( $900 \text{ cm}^2$ ). De proefstukken kunnen aan weerskanten van de gloeispiralen worden geklemd tussen stalen steunen en een los asbestschot.

Een der proefstukken kan worden blootgesteld aan de invloed van 9 gasvlammen elk van 20 mm lengte, die loodrecht op het proefstuk zijn gericht.

Nadat het apparaat enige tijd door middel van de gasvlammen is voorverwarmd en de temperatuur in het apparaat constant is geworden, worden de proefstukken op hun plaats gebracht.

Direct hierna wordt elektrische energie toegevoerd en de temperatuur tegenover het midden van het proefstuk, dat niet aan de gasvlammen is blootgesteld, met tussenpozen van 1 minuut of minder gemeten.

Vlamoverslag is visueel door de kijkopening te constateren of af te leiden uit het temperatuurverloop van het thermoelement tegenover het midden van het proefstuk dat niet aan de gasvlammen is blootgesteld.

Wanneer bij een energietoevoer van  $0,05 \text{ cal/cm}^2/\text{sec}$  vlamoverslag binnen of in precies 15 minuten is opgetreden, is de proef beëindigd.

Bedraagt de energietoevoer meer dan  $0,05 \text{ cal/cm}^2/\text{sec}$  en wordt bij de eerste proef een vlamoverslagtijd gevonden die kleiner of groter is dan 15 minuten, dan wordt de proef herhaald met andere energietoevoeren, totdat uit twee of meerdere proeven door grafische extra- of interpolatie de energietoevoer afgeleid kan worden, die nodig is om in precies 15 minuten vlamoverslag te doen ontstaan.

### **3 Interpretatie vlamoverslagintensiteit**

#### *3.1 Modelproeven met elektrische energietoevoer*

Met behulp van het vlamoverslagtoestel kan dus aan een bekledingsmateriaal een bepaalde waarde, de vlamoverslagintensiteit  $q_{15}$ , worden verbonden, die een maatstaf is voor de bijdrage van het materiaal tot het ontstaan van vlamoverslag. Naarmate  $q_{15}$  groter is, is meer energie nodig om in dezelfde tijd in het toestel vlamoverslag tot stand te brengen, en is dus de bijdrage van het materiaal minder. Door onderling vergelijken van  $q_{15}$ -waarden is het mogelijk om de materialen in hun bijdrage te onderscheiden, doch het is nog niet duidelijk wat een bepaalde  $q_{15}$  of een bepaald verschil tussen twee vlamoverslagintensiteiten in de praktijk wil zeggen.

Om hieromtrent meer inzicht te verkrijgen is getracht met behulp van modellen voor verschillende omstandigheden een verband te leggen tussen  $q_{15}$  en de vlamoverslagtijd. Eerst werden proeven genomen met modellen van de proefkast die lineair in grootte varieerden van 1,5 tot 4,5 maal de grootte van de proefkast en waarin, evenals in de proefkast, elektrische energie kon worden toegevoerd [2].

Met behulp van deze modellen werd de invloed van de afmetingen, de energietoevoer en de ventilatie op de vlamoverslagtijd nagegaan. Uit de proeven werd in het gebied  $0,15 \text{ cal/cm}^2/\text{sec} \leq q_{15} < 0,45 \text{ cal/cm}^2/\text{sec}$  bij benadering

voor de vlamoverslagtijd  $t$ , in een model van willekeurige grootte, de relatie gevonden

$$t = c \frac{q_{15}}{q}$$

Hierin is  $q$  de energie, die in het model toegevoerd moet worden om in de tijd  $t$  vlamoverslag te veroorzaken;

$c$  een waarde, die voor een model van bepaalde grootte constant is, doch met de grootte van het model verandert.

Verder bleek, dat in een groot gebied de vlamoverslagtijd weinig afhing van de grootte van de ventilatie-opening.

Uit bovenstaande vergelijking volgt, dat indien van een materiaal met bekende  $q_{15}$ , de vlamoverslagtijd in een bepaald model bekend is en dus ook  $c/q$ , het mogelijk is om de vlamoverslagtijd van andere materialen met bekende  $q_{15}$  in hetzelfde model te voorspellen.

Wanneer in een ander model  $q$  zodanig gekozen wordt, dat de verhouding  $c/q$  gelijk is aan die van het eerste model, dan volgt uit de vergelijking, dat materialen met gelijke  $q_{15}$  in beide modellen gelijke vlamoverslagtijden zullen geven.

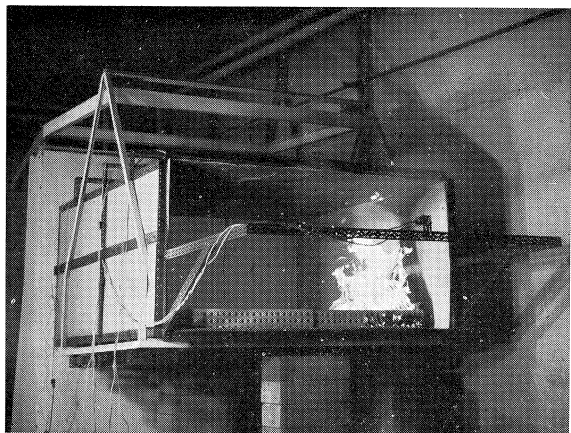
Het is dus mogelijk om voor de modellen, onafhankelijk van de grootte van het model en de ventilatie, aan een bepaalde  $q_{15}$  een bepaalde vlamoverslagtijd te verbinden. Daar de omstandigheden waaronder in de modellen vlamoverslag werd verkregen, zoals de elektrische energietoevoer en vorm van de modellen, verschilden van die van een brand in de praktijk, werden verdere proeven genomen om te onderzoeken of onder omstandigheden die meer in overeenstemming waren met die in de praktijk, ook een bepaald verband tussen de vlamoverslagintensiteit en de vlamoverslagtijd gevonden kan worden.

### 3.2 Modelproeven met hout

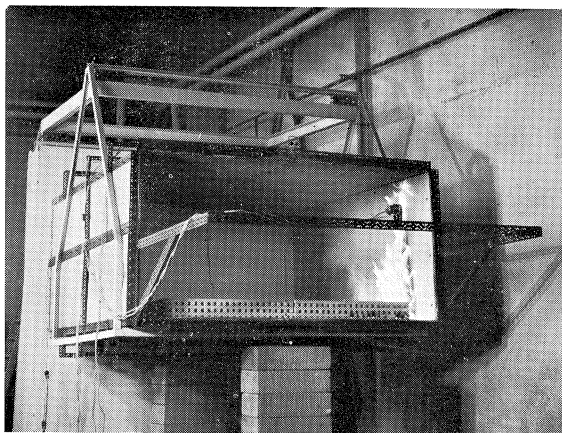
Voor die verdere proeven werden modellen gebruikt waarvan de afmetingen varieerden van 50 cm breedte bij 100 cm diepte bij 50 cm hoogte tot 200 cm breedte bij 200 cm diepte bij 100 cm hoogte. De wanden van de modellen bestonden uit 1 cm dikke asbestplaten, die op een stalen raamwerk met behulp van schroeven waren bevestigd. De opstelling is te zien in fig. 3 en fig. 4.

Als vuurbelasting werd een houtstapelning genomen bestaande uit vurehouten latten van 2 bij 2 cm doorsnede en gelijkmatig over het oppervlak van de bodem verdeeld. De latten waren, zoals op de foto's te zien is, kruiselings op elkaar gestapeld tot een hoeveelheid van ca. 20 kgf/m<sup>2</sup> en gelijkmatig over het oppervlak van de bodem verdeeld. De onderlinge afstand tussen twee latten in een laag bedroeg 2 cm.

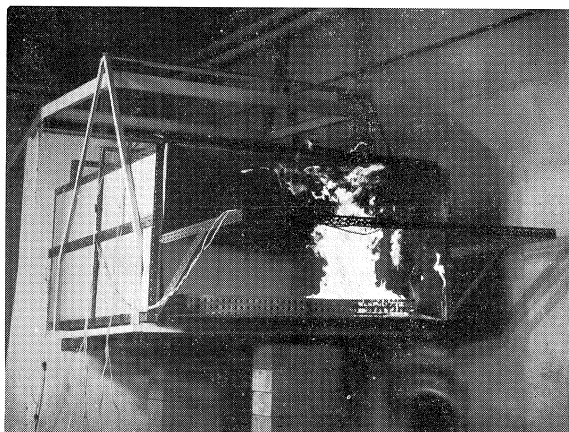
Van de modellen werden alleen de wanden bekleed, behalve van het model van 100 bij 100 bij 100 cm. Hierin werden, om de invloed van het plafond na te gaan, ook proeven genomen waarbij het plafond was bekleed.



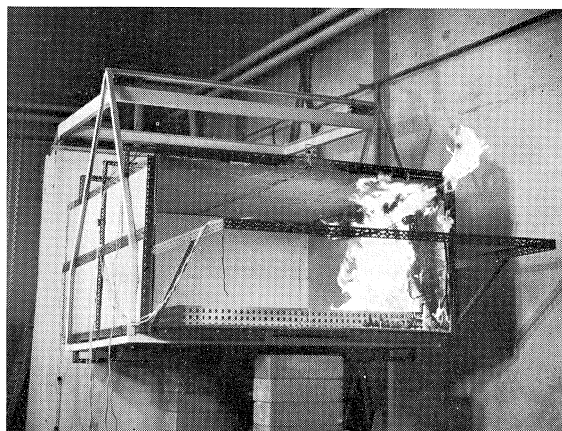
Na 1 min.



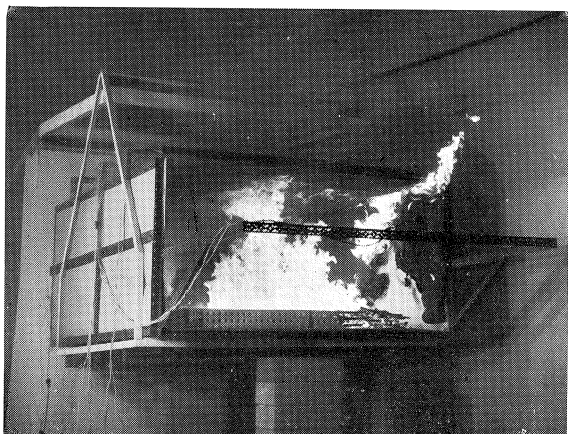
Na 5 min.



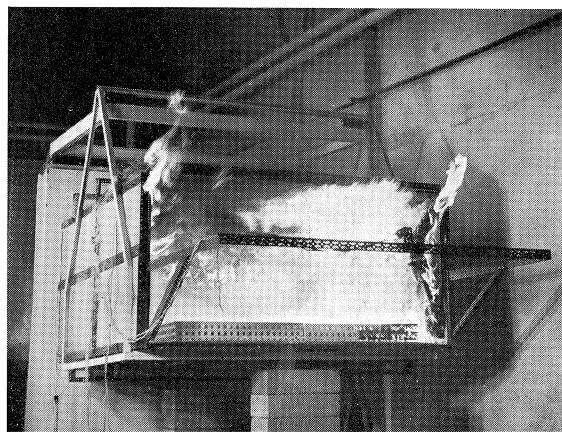
Na 5 min.



Na 10 min.



Vlamoverslag na 7 min.



Vlamoverslag na 16 min.

Fig. 3. Vlamoverslagintensiteit bekleding  $< 0,05 \text{ cal/cm}^2/\text{sec}$ . De vlamoverslagtijd wordt hoofdzakelijk door de bekleding bepaald.

Fig. 4. Vlamoverslagintensiteit bekleding  $> 0,40 \text{ cal/cm}^2/\text{sec}$ . De vlamoverslagtijd wordt hoofdzakelijk door de houtstapelung bepaald.

Als ontstekingsbron werden met petroleum verzadigde zachtboard latten van 1,25 bij 1 cm doorsnede gebruikt. De zachtboard latten werden aan de voorkant van het model bij een hoek op de vloer geplaatst. Een lat werd tussen het bekledingsmateriaal en de houtstapeling geplaatst en de rest in de aangrenzende ruimten tussen de latten van de onderste laag van de houtstapeling.

De lengte van de zachtboard latten en hun aantal werd zodanig gekozen dat in het model met asbestwanden, dus zonder bekleding, een vlamoverslag-tijd van ca 20 minuten werd verkregen. Deze tijd werd gekozen, daar uit gegevens in de literatuur over modelproeven op ware grootte bleek dat 20 minuten voor een met een onbrandbaar materiaal bekleed vertrek, een redelijke vlamoverslagtijd is [4, 7].

Het optreden van vlamoverslag kon zowel visueel als uit de temperaturen, die op verschillende plaatsen nabij het bekledingsmateriaal werden gemeten, geconstateerd worden. Met behulp van een registrerende balans waarop de modellen waren geplaatst kon de hoeveelheid verbrand materiaal en dus de in het model ontwikkelde energie worden nagegaan.

De resultaten van de proeven zijn in tabel 1 gegeven. In de tabel staan voor de verschillende modellen de vlamoverslagtijden en de bijbehorende gemiddelde energietoevoer, die voor een aantal bekledingsmaterialen met verschillende  $q_{15}$  werden gevonden. De energietoevoer is, in analogie met die in de proefkast en de modellen hiervan, uitgedrukt per eenheid van het oppervlak van de doorsnede evenwijdig aan de ventilatieopening, terwijl voor de verbrandingswarmte van hout  $4 \cdot 10^6$  cal/kg is genomen.

In de tabel is tevens opgenomen het oppervlak van de ontstekingsbron, dat nodig is om in de verschillende modellen met asbestwanden een vlamoverslag-tijd van ca. 20 minuten te verkrijgen.

### 3.3 *Beschouwing resultaten*

In de tabel is te zien, dat indien een ontstekingsbron wordt gekozen die voor het met asbest beklede model een vlamoverslagtijd geeft van ca. 20 minuten, de vlamoverslagtijden van de andere materialen in een bepaalde verhouding hiertoe staan, ongeacht de grootte en vorm van het model. Het blijkt dat de energie, die in een bepaald model gemiddeld per tijdseenheid is toegevoerd, voor alle bekledingsmaterialen gelijk is gebleven. Evenals bij de modellen met elektrische energietoevoer is er hier ook een constante verhouding tussen de vlamoverslagtijden te vinden en is voor een bepaald model de vlamoverslag-tijd uit te drukken als een functie van  $q_{15}$  en de energietoevoer alleen. Uit de modelproeven volgt dus dat de vlamoverslagtijd  $t$  kan worden gegeven door

$$t = \frac{F(q_{15})}{f(q)} \dots \dots \dots (2)$$

Hierin is  $F(q_{15})$  een functie van de vlamoverslagintensiteit en  $f(q)$  een functie van de warmteontwikkeling in het model

Tabel 1.

bekledingsmateriaal	Afmetingen model (breedte × diepte × hoogte in cm)														
	200 × 200 × 100		200 × 100 × 100		100 × 100 × 200		100 × 100 × 100		100 × 100 × 100		50 × 100 × 50				
	Vlamoverslagtijd min	toegevoerde warmte cal/cm <sup>2</sup> /sec	Vlamoverslagtijd min	toegevoerde warmte cal/cm <sup>2</sup> /sec	Vlamoverslagtijd min	toegevoerde warmte cal/cm <sup>2</sup> /sec	wanden bekleed	wanden plaf. bekleed	wanden + plafond bekleed	Vlamoverslagtijd min	toegevoerde warmte cal/cm <sup>2</sup> /sec	Vlamoverslagtijd min	toegevoerde warmte cal/cm <sup>2</sup> /sec		
asbest	20	3,2	22	3,2	21	3,9	20	20	20	3,2	20	20	3,2	20	2,8
zachtboard + 250 g/m <sup>2</sup> schuimlaag vormende verf	16	4,0	16	4,0	18	4,3	17	17	17	3,3	17	20	3,2	17½	2,5
zachtboard + 1% mono-ammon. fosfaat	9	3,9	9	3,5	8½	4,1	9	7	7	3,5	7	12	2,9	9	3,1
hardboard (onbehandeld)	7	4,0	7½	3,1	7	4,0	7½	7	7	3,5	7	10	3,2	8	3,5
zachtboard (onbehandeld)	7	4,0	7	2,8	6½	4,5	6	5	5	2,8	5	10	2,8	6	3,6
gemiddelde warmtetoever cal/cm <sup>2</sup> /sec	3,8	3,3	3,3	3,3	4,2	3,0	3,3	3,3	3,1	3,1	3,1	3,1	3,1	3,1	3,1
oppervlakteontstekingsbron (cm <sup>2</sup> )	2300	1860	924	900	924	900	900	900	900	900	900	900	900	900	120

Hoe de volledige vergelijking is, is niet bekend. Theoretisch zullen behalve de warmteontwikkeling nog andere factoren, zoals de warmteverliezen en het deel dat op de bekleding valt, een rol spelen. Toch zijn uit de vergelijking (2) en uit andere uit de modelproeven verkregen gegevens bruikbare conclusies voor de praktijk te trekken.

Ter vereenvoudiging zal aangenomen worden, dat de gemiddelde energie  $q$  (zie tabel 1), die per tijdseenheid en per eenheid van een karakteristiek oppervlak in de modellen moet worden toegevoerd om voor een bepaald bekledingsmateriaal een bepaalde vlamoverslagtijd te verkrijgen, voor alle modellen bij benadering gelijk is.

Uit (2) volgt dan, dat voor de vlamoverslagtijd, afgezien van het bekledingsmateriaal, alleen de hoeveelheid in het model ontwikkelde warmte van belang is. De invloed van warmteverliezen of andere factoren is hier dus gering of in de warmteontwikkeling uit te drukken.

Zo zal de grootte van de ontstekingsbron tot uiting komen in de warmteontwikkeling, evenals de plaats. Grotere warmteverliezen, b.v. door ventilatie, hebben tot gevolg dat minder warmte aan het hout en bekledingsmateriaal wordt toegevoerd en dus de warmteontwikkeling kleiner is. Bovendien zijn in dit geval zoals uit proeven [2] is gebleken de fluctuaties in warmteverlies in vergelijking met de warmteontwikkeling bij niet extreme veranderingen van de ventilatie, gering. Bij benadering zijn dus willekeurige situaties uit het oogpunt van vlamoverslag als analoog te beschouwen, indien de warmteontwikkeling in deze situaties gelijk is, ongeacht de omstandigheden waaronder de warmteontwikkeling plaats vindt.

Om een bepaalde situatie te beoordelen is het echter nodig om de warmteontwikkeling te kennen. Hoewel, vooral de laatste tijd, veel studies zijn verricht om meer inzicht te verkrijgen in de mechanismen, die bij de ontwikkeling van een brand betrokken zijn [9], is de huidige kennis nog onvoldoende om de warmteontwikkeling voor willekeurige situaties te voorspellen. Meting is echter wel mogelijk, terwijl op grond van de resultaten van modelproeven ook voor een groot aantal situaties bovenste grenzen kunnen worden aangegeven voor de warmteontwikkeling. Uit de proeven blijkt, dat de benodigde energie  $q$  om de in de tabel vermelde vlamoverslagtijden te verkrijgen en die bij benadering eerst constant is gesteld, in feite in geringe mate toeneemt met de grootte van het model. Voor grotere ruimten dan die van de modellen is in de praktijk dus te verwachten, dat *tenminste* de in de tabel vermelde vlamoverslagtijden worden verkregen, indien de warmteontwikkeling niet meer bedraagt dan die tijdens de modelproeven gemeten werd.

Als grens voor de warmteontwikkeling kan gesteld worden die, welke in het grootste onbeklede model is gemeten, daar de afmetingen hiervan het dichtst bij die in de praktijk liggen, dus bij benadering  $3 \text{ cal/cm}^2/\text{sec}$ . Het is ook mogelijk om aan te geven wanneer deze warmteontwikkeling in de praktijk niet zal worden overschreden. Uit de proeven blijkt dat naarmate het model

groter is er ook een grotere ontstekingsbron nodig is om de benodigde warmte te produceren. Wanneer de ontstekingsbron niet groter is dan die van het grootste model zal dus, in een met dezelfde houtstapelning ingericht, doch groter model, de warmteontwikkeling minder zijn dan  $3 \text{ cal/cm}^2/\text{sec}$ . De grootte van de ontstekingsbron kan echter op verschillende wijzen beoordeeld worden, bijv. naar aard of afmetingen, zodat deze niet zonder meer voor de praktijk te vertalen is. Dit is ook het geval met de inrichting.

In het grootste model werden als ontstekingsbron gebruikt 12 latten zachtboard van 50 cm lengte en  $1 \times 1,25 \text{ cm}$  doorsnede, die tezamen ca  $500 \text{ cm}^3$  petroleum bevatten en die een oppervlak van ca.  $50 \times 50 \text{ cm}^2$  van het vloeroppervlak van het model in beslag namen. Gezien de omvang hiervan en het gebruik van petroleum is het aannemelijk, dat in de praktijk een ontstekingsbron waarvan de horizontale doorsnede van de vlammen niet groter is dan ca.  $50 \times 50 \text{ cm}^2$ , zoals bijv. een brandende prullenmand, stoel of gordijn, minder gevaar oplevert voor de ontwikkeling van de brand dan de ontstekingsbron in het model. Ook ten aanzien van de inrichting is het aannemelijk, dat een normaal ingerichte ruimte niet méér gevaar oplevert voor de ontwikkeling van een brand dan een met houtstapelningen ingericht model. Dit is ook gebleken uit de proeven, die door HIRD en FISCHL [7] zijn genomen. Deze vonden voor met meubelen ingerichte modellen, waarin echter de meubelen gunstig voor de ontwikkeling van de brand waren gerangschikt, ongeveer dezelfde vlamoverslagtijden voor respectievelijk een zeer goed materiaal (onbrandbaar) en een zeer slecht materiaal (zachtboard) als die in de met houtstapelningen ingerichte modellen.

Uit een verzameling van gegevens over modelproeven van SIMS en WRAIGHT [10] blijkt, dat tijdens de proeven vlamoverslagtijden van 2 minuten tot ongeveer 1 uur zijn gevonden. Vooral door trek of wind kan de vlamoverslagtijd verkort worden, terwijl zeer geringe ventilatie zeer lange vlamoverslagtijden tot gevolg heeft. Dit laatste was ook het geval tijdens enkele proeven, die in Nederland op ware grootte [11] werden genomen.

Behalve van proeven die door KAWAGOE [4] zijn verricht zijn geen gegevens bekend over de verbrandingssnelheid gedurende de ontwikkelingsperiode van de brand. Een schatting voor een proef waarin een vlamoverslagtijd van 23 minuten werd gevonden, levert voor de verbrandingssnelheid ca.  $2 \text{ cal/cm}^2/\text{sec}$  op en voor een proef met een vlamoverslagtijd van 5 min, waarin trek aanwezig was, ca.  $7 \text{ cal/cm}^2/\text{sec}$ . Het is gebleken dat behalve door wind en trek ook door een ontstekingsbron van vloeibare brandstof, doordat deze zich gemakkelijk verspreidt en tevens de warmteontwikkeling hierbij groter is dan van vaste brandstof, de vlamoverslagtijd sterk kan worden verkort [12].

Ook het smelten van een materiaal is van invloed op de vlamoverslagtijd. Recente proeven, die intern met thermoplastische kunststoffen zijn genomen, hebben aangetoond, dat een smeltende wandbekleding zich gedraagt zoals uit de vlamoverslagintensiteit te verwachten is, doch dat een smeltend plafond

door het op de vloer vallen een versnelde verbranding van de aanwezige vuurbelasting en daardoor een aanzienlijke verkorting van de vlamoverslagtijd tot gevolg kan hebben.

Er zijn dus bepaalde nevenomstandigheden mogelijk waardoor de vlamoverslagtijd *korter* uitvalt dan de in de modellen gevonden vlamoverslagtijden, doch in het alge meen is te verwachten, dat deze laatste in de praktijk zullen worden *overschreden*.

Voor materialen met  $q_{15} \geq 1,4$  cal/cm<sup>2</sup>/sec en die met  $q_{15} < 0,05$  cal/cm<sup>2</sup>/sec is hieraan nog een eigenschap toe te voegen.

Het is gebleken, dat de materialen met  $q_{15} \leq 1,4$  cal/cm<sup>2</sup>/sec bij de beproeving zijn blootgesteld geweest aan een verhitting tot ruim 750 °C zonder dat een merkbare warmteontwikkeling is geconstateerd [1].

Deze materialen zijn te beschouwen als materialen die ook nadat de vlamoverslag is opgetreden niet tot de ontwikkeling van de brand zullen bijdragen. De materialen met  $q_{15} < 0,05$  cal/cm<sup>2</sup>/sec hebben echter geen of zeer weinig energie nodig gehad om in de proefkast in 15 minuten vlamoverslag tot stand te brengen. Deze materialen zijn te beschouwen als materialen, die zo sterk bijdragen, dat alleen al door een kleine ontstekingsbron vlamoverslag binnen 15 minuten kan ontstaan zonder dat daarbij energie nodig is van de overige vuurbelasting.

Voor de praktijk is de betekenis van de vlamoverslagintensiteit als volgt samen te vatten.

Tabel 2

vlamoverslag-intensiteit cal/cm <sup>2</sup> /sec	minimum vlamoverslagtijd voor een ontstekingsbron, die niet groter is dan 50 × 50 cm minuten	bijzonderheden
< 0,05	< 5	Energie van ontstekingsbron alleen is voldoende om binnen 15 minuten vlamoverslag te veroorzaken Ten gevolge van ontstekingsbron alleen een vlamoverslagtijd van $\geq 15$ min te verwachten. Gecombineerd met energie van de vuurbelasting in de regel als minimum de hiernaast vermelde } Geen bijdrage ook vlamoverslagtijden } na het ontstaan te verwachten } van vlamoverslag
0,05	5	
0,20	10	
0,40	15	
$\geq 1,40$	20	

Bovenstaande vlamoverslagtijden gelden indien de warmteontwikkeling zodanig is, dat  $q \leq 3$  cal/cm<sup>2</sup>/sec. In de regel wordt deze warmteontwikkeling niet bereikt, behalve in bepaalde gevallen zoals bij trek, wind, aanwezigheid van vloeibare brandstoffen of toepassing van sommige smeltende materialen.



## Literatuur

1. LIE, T. T., Bouwmaterialen bij verhitting, *Bouw*, No. 34, aug. 1958, blz. 862.
2. The influence of heat supply, dimensions and ventilation on the flash-over time in enclosures with internal linings.  
Rapport Centrum voor Brandveiligheid T.N.O., C.I.B./C.T.F. 60/34 (N), april 1960.
3. LAWSON, D. I., International co-operation in modelling fires, Fire Research Station, Joint Fire Research Organization, Borehamwood, F.R.W.P./C.T.F., No. 59/11 (U.K.), juni 1959.
4. KAWAGOE, KUNIO, Fire behaviour in rooms, Report of the Building Research Institute, No. 27, Building Research Institute, Ministry of Construction, Tokyo, sept. 1958.
5. THOMAS, P. H., Studies of fires in buildings using models, *Research*, Vol. 13, febr. 1960, blz. 69–77 en maart 1960, blz. 87–93.
6. GROSS, D., A. F. ROBERTSON, Experimental fires in enclosures, Fire Research Section, National Bureau of Standards, Washington.
7. HRD, D., C. F. FISCHL, Fire hazard of internal linings, Rep. No. 22, Fire Research Station, Joint Fire Research Organization, Boreham Wood, 1954.
8. NEN 1076, Nederlands Normalisatie-Instituut, oktober 1963, blz. 16.
9. BERL, W. G., International Symposium on the use of models in fire research, National Academy of Sciences – National Research Council, Washington D.C., 1961.
10. SIMS, D. L., H. WRAIGHT, The temperatures of fires, Part II – Analysis of some Full Scale Tests, Fire Research Station, Joint Fire Research Organization, Boreham Wood, oktober 1959.
11. MEENHORST, D., Rapport van rook-, brand- en blusproeven, Rijksinspectie voor het Brandweerwezen, 1959.
12. LIE, T. T., F. J. VAN SANTE, Waarnemingen bij een brand te Zwolle, *Bouw*, No. 6, februari 1960, blz. 154.

## II BOUWCONSTRUCTIES BIJ BRAND

*II. Voor verschillende bouwconstructies worden formules gegeven, waarmee de temperatuur in de constructie gedurende een brand kan worden berekend. Aangevoerd wordt, dat er slechts geringe afwijkingen ontstaan, indien de verhitting volgens de standaard brandkromme vervangen wordt door een verhitting bij constante temperatuur, die gelijk is aan de gemiddelde temperatuur van de brandkromme. Het berekenen van de temperaturen van een constructie is dan te vereenvoudigen tot het berekenen van enkele dimensieloze parameters en het met behulp van grafieken bepalen van de hierbij behorende temperatuur.*

### 0 Inleiding

Zoals in het vorige gedeelte is opgemerkt, kan het algemene verloop van een brand onderscheiden worden in een ontwikkelingsperiode, een brandperiode en een doofperiode. In de ontwikkelingsperiode zijn de temperaturen nog laag zodat gemakkelijk ingegrepen kan worden, terwijl de schade nog gering is en er voor de omgeving geen direct gevaar bestaat, zowel uit oogpunt van mensens levens als van brandschade. Van groot belang voor de duur van de ontwikkelingsperiode is de bijdrage, die een bekledingsmateriaal tot de ontwikkeling van de brand levert.

In de brandperiode, die volgt op de ontwikkelingsperiode, staat de gehele ruimte „in brand”. De brandbare inhoud ervan kan als verloren worden be-

schouwd, terwijl in dit stadium ook gevaar bestaat, dat schade aan de omgeving wordt toegebracht. Dit gevaar is ook aanwezig gedurende een groot deel van de doofperiode, waarin de temperatuur in de ruimte nog zeer hoog kan zijn. De schade kan veroorzaakt worden o.a. door bezwijken van constructiedelen, door doorslag van de brand door scheidingsconstructies, of overslag naar belendende objecten.

Het risico is groter naarmate de brand langer duurt en de temperatuur hoger is. De duur en temperatuur van de brand worden bepaald door een groot aantal factoren, waarvan vooral van belang zijn de hoeveelheid brandbaar materiaal in de betreffende ruimte en de grootte van het oppervlak waardoor zuurstof kan toetreden.

Tot dusver is een standaard brandkromme [1] gebruikt om het temperatuurverloop van een brand weer te geven (zie fig. 1). Recente studies hebben het echter mogelijk gemaakt om het temperatuurverloop van geval tot geval te schatten [2]. Het blijkt, dat bij aanwezigheid van grote raamopeningen de temperaturen in het algemeen aanzienlijk hoger liggen dan die volgens de standaard brandkromme. De afwijking wordt nog groter naarmate de wanden van het vertrek beter isoleren. De duur van de brandperiode is echter in geval van grote raamopeningen korter dan wanneer de raamopeningen klein zijn.

Voor het onderzoek naar het gedrag van een constructie bij brand bestaat een genormaliseerde brandproef [1]. Tijdens de proef wordt de constructie blootgesteld aan een verhitte volgens de standaard brandkromme. De temperatuur van de constructie wordt op verschillende plaatsen, die van belang zijn, gemeten. Indien de toelaatbare temperatuur bekend is, bijv. voor wanden de temperatuur aan de van het vuur afgekeerde zijde waarbij geen branddoorslag zal optreden en voor kolommen en balken de temperatuur op een bepaalde plaats in de constructie waarbij deze niet zal bezwijken, dan is voor een verhitte volgens de standaard brandkromme aan te geven, hoe lang de temperatuur van de constructie beneden de toelaatbare temperatuur zal blijven.

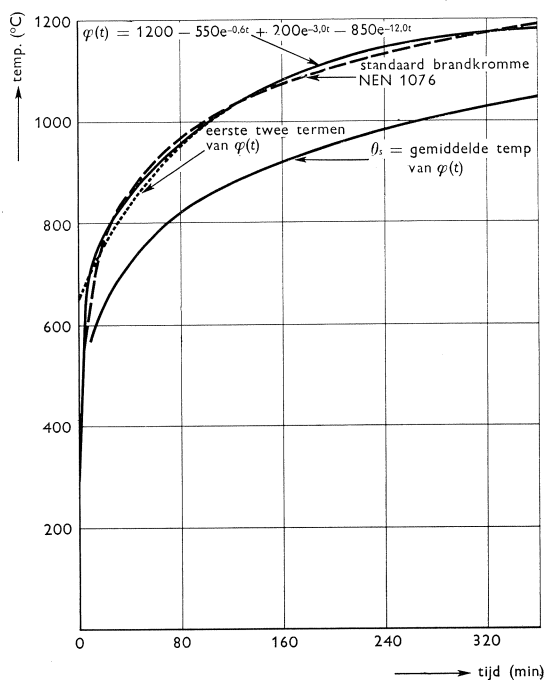


Fig. 1. Benaderingen van de standaard brandkromme.

Hoewel veel experimentele gegevens bestaan [3, 4], is omtrent het verband tussen de temperaturen, die gedurende een brandproef gemeten worden en de temperaturen onder gewijzigde omstandigheden, bijv. voor een andere brandkromme of -duur, andere isolatiedikte of andere afmetingen van de constructie nog weinig bekend.

Voor de wand, die aan één kant verhit wordt en aan de andere kant in de lucht kan afkoelen zijn door HARMATHY [5] numerieke berekeningen gemaakt.

Voor geïsoleerde staalprofielen zijn door GEILINGER en BRYL [6] en door FUJII [7] methoden aangegeven om de temperatuur in het staal te berekenen. Bij de berekeningen werd een rechtlijnig afnemend verloop van de temperatuur in het isolatiemateriaal aangenomen, terwijl door GEILINGER en BRYL de warmtecapaciteit hiervan buiten beschouwing werd gelaten. Uit proeven is gebleken, dat voor dunne goed isolerende materialen de berekeningen goed in overeenstemming zijn met de metingen. In hoeverre de gevolgde methoden bijv. voor dikkere of capacatieve beschermingen nog juist zijn, is echter niet duidelijk.

Om meer inzicht te verkrijgen omtrent het verband tussen de temperatuur in de constructie en de parameters, die deze bepalen, zoals de oppervlakte-temperatuur, dikte van het materiaal tussen verhit oppervlak en beschouwde plaats, materiaalconstanten, afmetingen van de constructie en eventuele afkoeling is getracht voor een aantal constructies de differentiaalvergelijking voor de temperatuur op te lossen.

Het is mogelijk gebleken om voor gelijkblijvende materiaalconstanten en een oppervlaktetemperatuur, die voor te stellen is als een som van  $e$ -machten, voor verschillende constructies een analytische oplossing van de differentiaalvergelijking te geven.

Daar de standaard brandkromme en het temperatuurverloop van een willekeurige brand met grote benadering te schrijven zijn als een som van  $e$ -machten zal, indien de oppervlaktetemperatuur bekend is, of aangenomen wordt dat de oppervlaktetemperatuur van de constructie gelijk is aan de brandtemperatuur, de temperatuur van de constructie voor willekeurige branden te berekenen zijn. Het berekenen van de temperaturen in de constructies uit de gevonden oplossingen is evenwel zeer bewerkelijk. Uit berekening van HARMATHY [8] voor een wand is echter gebleken, dat als men de standaard brandkromme vervangt door een verhitting bij constante temperatuur, die gelijk is aan de gemiddelde temperatuur van de standaard brandkromme, er slechts geringe afwijkingen ontstaan.

Op deze wijze kunnen de berekeningen worden teruggebracht tot het berekenen van twee dimensieloze parameters waarin alle grootheden, die de temperatuur bepalen zijn verenigd, en het opzoeken van de hierbij behorende temperatuur in een grafiek. Zo wordt in het navolgende voor geïsoleerde staalprofielen, balken en kolommen met cilindrische of rechthoekige doorsnede en voor wanden aangetoond, dat voor materialen, die in de praktijk gebruikt

worden, variërend van beton tot een licht isolatiemateriaal, de afwijkingen tussen de temperaturen in de constructie bij verhitting onder constante temperatuur en die bij verhitting volgens de standaard brandkromme, gering zijn.

Voor bovengenoemde constructies wordt een aantal grafieken gegeven waarmee de temperaturen in de constructie bij benadering kunnen worden bepaald, evenals de uitdrukkingen waarmee de temperaturen in de constructie nauwkeurig kunnen worden berekend.

## 1 Temperaturen van constructies

### 1.1 Geïsoleerde staalprofielen

#### 1.1.1 Benaderingen

Voor het berekenen van de temperatuur die geïsoleerde staalprofielen zullen aannemen (zie fig. 2) worden de volgende benaderingen gedaan:

- De warmte, die de isolatiemantel passeert wordt direct en gelijkmatig over het staal verdeeld.
- De warmtecapaciteit van de eventuele luchtholte, die door de isolatie omsloten wordt is t.o.v. die van het staal te verwaarlozen.
- De isolatie is zo dun, dat de ongelijkheid van de isolatiedikte op hoeken te verwaarlozen is en er gerekend mag worden met een warmtestroom dwars door de isolatie, over een oppervlakte, dat gelijk is aan het oppervlak van het grensvlak tussen isolatiemantel en inhoud.
- De materiaalconstanten zijn onveranderlijk of zijn te vervangen door een constante gemiddelde waarde.

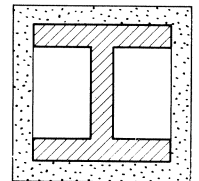
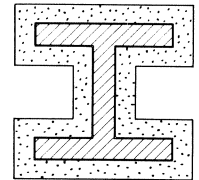


Fig. 2. Voorbeelden van beschouwde geïsoleerde staalprofielen.

#### 1.1.2 Berekening temperatuur van de constructie

Gebruikmakend van bovenstaande benaderingen kunnen voor de temperatuur van het staal en de isolatie de volgende vergelijkingen worden opgesteld:

De temperatuur van de isolatie voldoet aan de differentiaalvergelijking voor de warmtegeleiding [9]:

$$\rho c \frac{\partial \theta}{\partial t} = \lambda \frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} \dots \dots \dots (1)$$

Aan het door rechtstreekse verhitting getroffen oppervlak van de isolatie verloopt de temperatuur volgens een bepaalde tijdsfunctie  $\varphi(t)$ .

Dus voor

$$x = 0 \quad \theta = \varphi(t) \dots \dots \dots (2)$$

Aan de binnenkant van de isolatie geldt, dat de warmtestroom naar het staal gelijk is aan de verhoging per tijdseenheid van de warmte-inhoud van het staal.

Dus voor

$$x = l \text{ is } \lambda \frac{\partial \theta}{\partial x} = c' M/F \frac{\partial \theta}{\partial t} \dots \dots \dots (3)$$

In het begin is de temperatuur van de constructie gelijk aan de kamertemperatuur, zodat voor  $t = 0$

$$\theta = \theta_0 \dots \dots \dots (4)$$

De oplossing, die voldoet aan de vergelijking (1) en de voorwaarden (2), (3) en (4), is voor een constante oppervlaktetemperatuur bekend [10].

Deze is voor een oppervlaktetemperatuur, die  $1^\circ\text{C}$  boven de begintemperatuur ligt

$$\theta_1 = 1 - \sum_{n=1}^{\infty} \frac{2(\beta_n^2 + h^2) \sin \alpha_n x}{\beta_n [l(\beta_n^2 + h^2) + h]} e^{-a\beta_n^2 t} \dots \dots \dots (5)$$

waarin

$$h = \frac{\rho c}{c' M/F} \dots \dots \dots (6)$$

en  $\beta_n$  de wortels zijn van

$$\beta_n \operatorname{tg} \beta_n l = h \dots \dots \dots (7)$$

Volgens DUHAMEL [11] wordt, indien  $\theta_1(x, t)$  de temperatuur is op de plaats  $x$  ten tijde  $t$  in een medium waarvan de begintemperatuur nul is, terwijl de oppervlaktetemperatuur op de eenheid van temperatuur wordt gehouden, de temperatuur in het medium voor een oppervlaktetemperatuur, die een functie  $\varphi(t)$  volgt, gegeven door

$$\theta = \int_0^t \varphi(T) \frac{\partial \theta_1(x, t-T)}{\partial t} dT \dots \dots \dots (8)$$

De vergelijking (8) is voor ieder verloop van de oppervlaktetemperatuur, die de gedaante heeft  $\varphi(t) = \sum_i A_i e^{B_i t}$  waarin  $A_i$  en  $B_i$  constanten zijn, te integreren.

Voor de standaard brandkromme, die voor te stellen is door

$$\varphi(t) = 1200 - 550e^{-0,6t} + 200e^{-3,0t} - 850e^{-12,0t} \dots \dots \dots (9)$$

wordt (8)

$$\theta - \theta_0 = \sum_{n=1}^{\infty} f(\beta_n) e^{-a\beta_n^2 t} \int_0^t a\beta_n^2 e^{-a\beta_n^2 T} (1200 - 550e^{-0,6T} + 200e^{-3,0T} - 850e^{-12,0T}) dT \quad (10)$$

waarin

$$\beta_n = \frac{2(\beta_n^2 + h^2) \sin \beta_n x}{\beta_n [l(\beta_n^2 + h^2) + h]} \dots \dots \dots (11)$$

Integratie van (10) geeft voor de temperatuur

$$\begin{aligned} \theta - \theta_0 = & 1200 - 1200 \sum_{n=1}^{\infty} f(\beta_n) e^{-a\beta_n^2 t} - 550 \sum_{n=1}^{\infty} f(\beta_n) \frac{a\beta_n^2}{a\beta_n^2 - 0,6} (e^{-0,6t} - e^{-a\beta_n^2 t}) + \\ & + 200 \sum_{n=1}^{\infty} f(\beta_n) \frac{a\beta_n^2}{a\beta_n^2 - 3,0} (e^{-3,0t} - e^{-a\beta_n^2 t}) - \\ & - 850 \sum_{n=1}^{\infty} f(\beta_n) \frac{a\beta_n^2}{a\beta_n^2 - 12,0} (e^{-12,0t} - e^{-a\beta_n^2 t}) \dots \dots \dots (12) \end{aligned}$$

### 1.1.3 Verschil met verhitting bij constante temperatuur

Met behulp van (12) is aan te tonen, dat indien in plaats van het temperatuurverloop op het oppervlak volgens (9) een constante oppervlaktetemperatuur wordt gekozen, die de gemiddelde waarde heeft van  $\varphi(t)$ , de aldus berekende temperatuur van de constructie slechts weinig afwijkt.

Voor een constante oppervlaktetemperatuur, die de gemiddelde waarde heeft van  $\varphi(t)$ , wordt de temperatuur in de constructie gegeven door

$$\theta_m - \theta_0 = \varphi_m(t) \left( 1 - \sum_{n=1}^{\infty} f(\beta_n) e^{-a\beta_n^2 t} \right) \dots \dots \dots (13)$$

Hierin is

$$\varphi_m(t) = 1200 + \frac{550}{0,6t} (e^{-0,6t} - 1) - \frac{200}{3,0t} (e^{-3,0t} - 1) + \frac{850}{12,0t} (e^{-12,0t} - 1) \quad (14)$$

de gemiddelde waarde van  $\varphi(t)$  ten tijde  $t$ .

Uit (12), (13) en (14) kan het verschil in temperatuur tussen beide wijzen van verhitting worden berekend. Daar de invloed van de laatste twee termen van  $\varphi(t)$  gering is (zie fig. 1), is het om een indruk te krijgen van het verschil voldoende indien alleen de eerste twee termen van  $\varphi(t)$  worden gebruikt. Het temperatuurverschil is dan

$$\begin{aligned} \theta_m - \theta = & \frac{550}{0,6t} (e^{-0,6t} - 1) \left( 1 - \sum_{n=1}^{\infty} f(\beta_n) e^{-a\beta_n^2 t} \right) + \\ & + 550 \sum_{n=1}^{\infty} f(\beta_n) \frac{a\beta_n^2}{a\beta_n^2 - 0,6} (e^{-0,6t} - e^{-a\beta_n^2 t}) \dots \dots \dots (15) \end{aligned}$$

Voor een aantal gevallen, die in de praktijk kunnen voorkomen, is het verschil in de staaltemperatuur uitgerekend. Bij de berekeningen zijn beschouwd zowel lichte goed isolerende materialen ( $a = 10^{-3} \text{m}^2/\text{h}$ , ongeveer die van minerale wol) als zwaardere, minder goed isolerende materialen ( $a = 2 \times 10^{-3} \text{m}^2/\text{h}$ , ongeveer die van beton), en profielen, die in verhouding tot het oppervlak licht ( $h = 20 \text{m}^{-1}$ ) dan wel zwaarder zijn ( $h = 4 \text{m}^{-1}$ ). Als dikte van het isolatiemateriaal is  $l$  resp. 5 cm genomen, terwijl voor de verhittingsduur

tijden zijn gekozen waarbij de temperatuur in het staal tot 400 à 600 °C is gestegen. De resultaten zijn in onderstaande tabel gegeven:

isolator	profiel h	isolatiedikte cm	duur van de verhitting uren	stijging staaltemp. $\theta_m$ °C	verschil $\theta_m - \theta$ °C
goed	licht	1	$\frac{1}{2}$	431	-16
goed	licht	1	1	660	-27
goed	licht	5	4	581	-16
goed	zwaar	1	1	244	-2
goed	zwaar	1	2	470	-10
goed	zwaar	5	7	418	-6
minder goed	licht	5	2	581	-18
minder goed	zwaar	1	1	420	-6
minder goed	zwaar	5	5	528	-11

De waarden van deze verschillen tonen aan dat voor de bepaling van de weerstand, die een constructie in de praktijk aan een brand kan bieden, met goede benadering de verhitting volgens de *brandkromme* is te vervangen door de verhitting bij constante temperatuur.

#### 1.1.4 De temperatuur uitgedrukt in dimensieloze grootheden

Voor de verhitting bij constante temperatuur is de temperatuur van het staal uit te drukken in twee dimensieloze grootheden, waarin alle temperatuur-bepalende variabelen zijn verenigd.

Substitutie in de vergelijkingen (1), (2), (3) en (4) van

$$\vartheta = \frac{\theta - \theta_0}{\theta_s - \theta_0} \quad \xi = \frac{x}{l}$$

$$\tau = \frac{\lambda t}{\rho c l^2} \quad \gamma = \frac{\rho c l}{c' M |F}$$

geeft voor een constante oppervlaktetemperatuur

$$\frac{\partial \vartheta}{\partial \tau} = \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial \xi^2} \dots \dots \dots (16)$$

Voor  $\xi = 0$  is  $\vartheta = 1 \dots \dots \dots (17)$

Voor  $\xi = 1$  is  $\frac{\partial \vartheta}{\partial \xi} = \frac{1}{\gamma} \frac{\partial \vartheta}{\partial \tau} \dots \dots \dots (18)$

Voor  $\tau = 0$  is  $\vartheta = 0 \dots \dots \dots (19)$

Door (16), (17), (18) en (19) wordt de temperatuur van de constructie bepaald.

Het is te zien, dat de temperatuur  $\vartheta$  alleen afhangt van  $\xi$ ,  $\tau$  en  $\gamma$  en voor het staal, dus  $\xi = 1$ , alleen van  $\tau$  en  $\gamma$ .

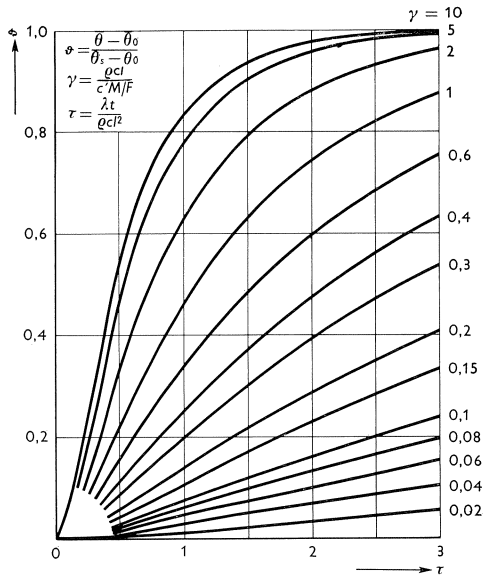


Fig. 3. Temperatuur van volmaakte warmtegeleider, voorzien van dunne isolatie, voor kleine waarden van  $\tau$ .

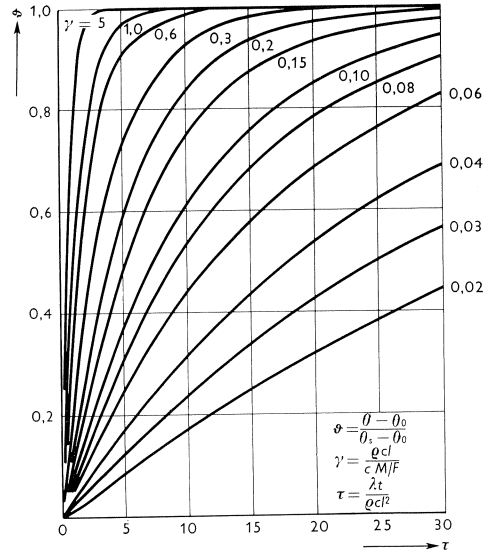


Fig. 4. Temperatuur van volmaakte warmtegeleider, voorzien van dunne isolatie, voor grote waarden van  $\tau$ .

De oplossing, die aan (16), (17), (18) en (19) voldoet, is dezelfde als de oplossing (5), die echter niet dimensieloos geschreven is en geldt voor 1 °C overtemperatuur. Voor een overtemperatuur  $\theta_s - \theta_0$  is de oplossing in dimensieloze vorm

$$\vartheta = 1 - \sum_{n=1}^{\infty} \frac{2(\sigma_n^2 + \gamma^2) \sin \sigma_n}{\sigma_n[\sigma_n^2 + \gamma^2 + \gamma]} e^{-\sigma_n^2 \tau} \quad (20)$$

waarin  $\sigma_n$  de wortels zijn van

$$\sigma \operatorname{tg} \sigma = \gamma \quad (21)$$

In fig. 3 en fig. 4 zijn de temperaturen  $\vartheta$  uitgezet als functie van  $\tau$  voor verschillende waarden van  $\gamma$ . In fig. 5 is voor verschillende profielen die met hetzelfde materiaal geïsoleerd waren een vergelijking gemaakt tussen gemeten en berekende temperaturen. In het gebied van  $\vartheta = 0,4$  tot  $\vartheta = 0,7$ , overeenkomende met staaltemperaturen van ca. 300 tot 600 °C blijkt de overeenstemming tussen experiment en berekeningen redelijk te zijn.

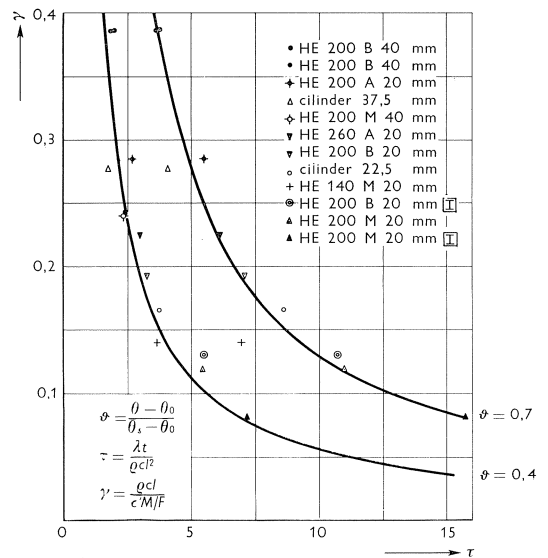


Fig. 5. Gemeten en berekende temperaturen voor geïsoleerde staalprofielen.



## 1.2 Gewapende kolommen met cirkelvormige doorsnede

### 1.2.1 Benaderingen

Voor het berekenen van de temperatuur in een kolom, waarvan de doorsnede cirkelvormig is of als cirkelvormig is te beschouwen (zie fig. 6), worden de volgende benaderingen gemaakt:

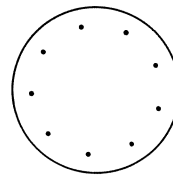


Fig. 6.  
Voorbeeld van beschouwde kolom.

- Het wapeningsstaal is niet van invloed op het temperatuurverloop in de kolom en neemt dezelfde temperatuur aan als het beton van de kolom op een diepte overeenkomend met de ligging van het middelpunt van de wapeningsstaaf.
- De materiaalconstanten zijn onveranderlijk of te vervangen door constante gemiddelde waarden.

### 1.2.2 Berekening temperaturen in kolom

De vergelijkingen voor de cilindrische kolom zijn:

$$\rho c \frac{\partial \theta}{\partial t} = \lambda \left( \frac{\partial^2 \theta}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial \theta}{\partial r} \right) \dots \dots \dots (22)$$

Voor  $r = R$  is  $\theta = \varphi(t)$  . . . . . (23)

Voor  $t = 0$  is  $\theta = \theta_0$  . . . . . (24)

De oplossing, die aan (22), (23) en (24) voldoet, is voor een oppervlakte-temperatuur, die 1 °C boven de begintemperatuur ligt [12]:

$$\theta_1 = 1 - \frac{2}{R} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\mathcal{J}_0(r\beta_n)}{\beta_n \mathcal{J}_1(R\beta_n)} e^{-\alpha \beta_n^2 t} \dots \dots \dots (25)$$

waarin  $\beta_n$  de wortels zijn van

$$\mathcal{J}_0(R\beta_n) = 0 \dots \dots \dots (26)$$

Met behulp van de theorie van DUHAMEL [11] is af te leiden, dat indien de oppervlaktetemperatuur het verloop volgens de standaardbrandkromme (9) volgt, de temperatuur in de kolom gegeven wordt door (12), waarin echter  $\beta_n$  bepaald wordt door (26) en  $f(\beta_n)$  door

$$f(\beta_n) = \frac{2\mathcal{J}_0(r\beta_n)}{R\beta_n \mathcal{J}_1(R\beta_n)} \dots \dots \dots (27)$$

### 1.2.3 Verschil met verhitting bij constante temperatuur

Op dezelfde wijze als bij de geïsoleerde staalprofielen kan voor de gevallen van verhitting volgens de standaard brandkromme (9) resp. bij constante temperatuur die de gemiddelde waarde heeft van de standaard brandkromme, onder gebruikmaking van de eerste twee termen van (9), voor cilindrische kolommen worden afgeleid, dat het verschil in uitkomst van aldus berekende temperaturen bedraagt:

$$\theta_m - \theta = \frac{550}{0,6t} (e^{-0,6t} - 1) \left( 1 - \sum_{n=1}^{\infty} f(\beta_n) e^{-a\beta_n^2 t} \right) +$$

$$+ 550 \sum_{n=1}^{\infty} f(\beta_n) \frac{a\beta_n^2}{a\beta_n^2 - 0,6} (e^{-0,6t} - e^{-a\beta_n^2 t}) \dots \dots \dots (28)$$

Voor een minder goed isolerend materiaal, dat ongeveer met beton overeenkomt ( $a = 2 \times 10^{-3} \text{m}^2/\text{h}$ ), is dit verschil voor een aantal kolomdiameters en dekkingen van het staal uitgerekend. Voor één geval is ook het verschil uitgerekend indien het materiaal een goede isolator zou zijn ( $a = 10^{-3} \text{m}^2/\text{h}$ ). De resultaten zijn in onderstaande tabel gegeven.

isolator	diameter kolom cm	dekking cm	duur van de verhitting uren	stijging staaltemp. $\theta_m$ °C	verschil $\theta_m - \theta$ °C
minder goed	20	5	1	518	- 6
minder goed	40	5	1	393	- 5
minder goed	40	5	2	600	-35
minder goed	40	10	3	520	- 3
minder goed	40	10	6	850	-34
goed	40	10	6	580	- 6

#### 1.2.4 De temperatuur uitgedrukt in dimensieloze grootheden

Substitutie in (23), (24) en (25) van

$$\vartheta = \frac{\theta - \theta_0}{\theta_s - \theta_0}, \quad \xi = \frac{r}{R} \quad \text{en} \quad \tau = \frac{\lambda t}{\rho c R^2}$$

geeft voor een constante oppervlaktetemperatuur

$$\frac{\partial \vartheta}{\partial \tau} = \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial \xi^2} + \frac{1}{\xi} \frac{\partial \vartheta}{\partial \xi} \dots \dots \dots (29)$$

Voor  $\xi = 1$  is  $\vartheta = 1$  . . . . . (30)

Voor  $\tau = 0$  is  $\vartheta = 0$  . . . . . (31)

De oplossing, die aan (29), (30) en (31) voldoet, is dezelfde als (25), die echter geldt voor een overtemperatuur van 1 °C. Voor een overtemperatuur  $\theta_s - \theta_0$  is de oplossing in dimensieloze vorm

$$\vartheta = 1 - 2 \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\mathcal{J}_0(\xi \sigma_n)}{\sigma_n \mathcal{J}_1(\sigma_n)} e^{-\sigma_n^2 \tau} \dots \dots \dots (32)$$

waarin  $\sigma_n$  de wortels zijn van

$$\mathcal{J}_0(\sigma) = 0 \dots \dots \dots (33)$$

Het verloop van  $\vartheta$  met  $\tau$  is voor verschillende waarden van  $\xi$  in fig. 7 gegeven.

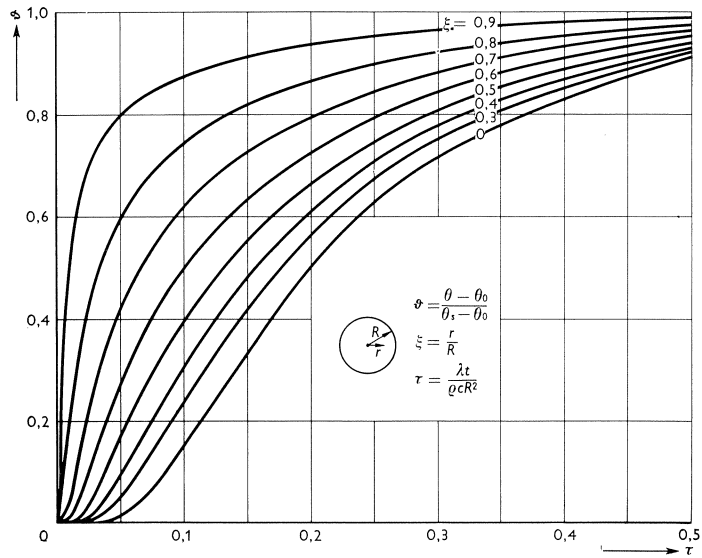


Fig. 7. Temperatuur in cilinder.

### 1.3 Gewapende balken en kolommen met rechthoekige doorsnede

#### 1.3.1 Benaderingen

Voor het berekenen van de temperatuur in een balk of kolom, waarvan de doorsnede een rechthoek is of als rechthoekig is te beschouwen (zie fig. 8), worden de volgende benaderingen ingevoerd:

- Het staal is niet van invloed op het temperatuurverloop in de balk of kolom en neemt dezelfde temperatuur aan als het materiaal van de constructie op een diepte, die overeenkomt met de ligging van het middelpunt van een wapeningsstaaf.
- De materiaalconstanten zijn onveranderlijk of te vervangen door constante gemiddelde waarden.
- Voor het bepalen van de temperatuur in een constructie, die aan 3 of meer zijden verhit wordt, is het voldoende alleen de verhitting aan de twee zijden, die het dichtst bij de beschouwde plaats liggen, in aanmerking te nemen en de andere vlakken als (zeer) veraf gelegen te beschouwen.

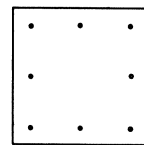
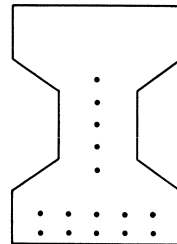
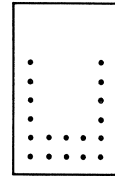


Fig. 8. Voorbeelden van beschouwde balken en kolommen.

#### 1.3.2 Berekening temperatuur van de constructie

Wanneer aangenomen wordt, dat alleen de verhitting aan de twee meest nabij gelegen vlakken van belang is, dan is voor een punt p (zie fig. 8) de temperatuur te bepalen door de constructie als een grote vlakke plaat, die aan twee zijden verhit wordt, te beschouwen. Voor een punt p' is de temperatuur te bepalen door de constructie

te beschouwen als een prismatische staaf met rechthoekige doorsnede, die aan twee aangrenzende lange zijden verhit wordt, terwijl de andere zijden zeer veraf gelegen worden gedacht.

Voor de vlakke plaat zijn de vergelijkingen, die de temperatuur van de plaat bepalen:

$$\rho c \frac{\partial \theta}{\partial t} = \lambda \frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} \dots \dots \dots (34)$$

Voor  $x = \pm l$   $\theta = \varphi(t)$   $\dots \dots \dots (35)$

Voor  $t = 0$   $\theta = \theta_0$   $\dots \dots \dots (36)$

De oplossing, die aan (34), (35) en (36) voldoet, is voor een oppervlakte-temperatuur, die 1 °C boven de begintemperatuur ligt [13]

$$\theta_1 = 1 - \frac{4}{\pi} \sum_{n=0}^{\infty} \frac{(-1)^n}{2n+1} e^{-a(2n+1)^2 \pi^2 t / 4l^2} \cos \frac{(2n+1)\pi x}{2l} \dots \dots \dots (37)$$

Met behulp van DUHAMEL [11] is, indien het oppervlak het verloop  $\varphi(t)$  gegeven door (9) volgt, voor de temperatuur in de constructie af te leiden

$$\begin{aligned} \theta - \theta_0 = & 1200 - 1200 \sum_{n=0}^{\infty} f(\beta_n) e^{-a\beta_n^2 t} - 550 \sum_{n=0}^{\infty} f(\beta_n) \frac{a\beta_n^2}{a\beta_n^2 - 0,6} (e^{-0,6t} - e^{-a\beta_n^2 t}) + \\ & + 200 \sum_{n=0}^{\infty} f(\beta_n) \frac{a\beta_n^2}{a\beta_n^2 - 3,0} (e^{-3,0t} - e^{-a\beta_n^2 t}) + \\ & + 850 \sum_{n=0}^{\infty} f(\beta_n) \frac{a\beta_n^2}{a\beta_n^2 - 12,0} (e^{-12,0t} - e^{-a\beta_n^2 t}) \dots \dots \dots (38) \end{aligned}$$

Hierin is

$$f(\beta_n) = \frac{4}{\pi} \frac{(-1)^n}{(2n+1)} \cos \beta_n x \dots \dots \dots (39)$$

en

$$\beta_n = \frac{(2n+1)\pi}{2l} \dots \dots \dots (40)$$

Voor de staaf zijn de vergelijkingen, die de temperatuur bepalen

$$\rho c \frac{\partial \theta}{\partial t} = \lambda \left( \frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2} \right) \dots \dots \dots (41)$$

Voor  $x = 0$  is  $\theta = \varphi(t)$   $\dots \dots \dots (42)$

Voor  $y = 0$  is  $\theta = \varphi(t)$   $\dots \dots \dots (43)$

Voor  $t = 0$  is  $\theta = \theta_0$   $\dots \dots \dots (44)$

Het is niet mogelijk gebleken om voor een oppervlaktetemperatuur  $\varphi(t) = \sum_i A_i e^{B_i t}$  een analytische oplossing te geven, die aan (41), (42), (43) en (44) voldoet. Wel is de temperatuur numeriek te berekenen.

Indien  $\varphi(t)$  constant is of indien alleen een gebied wordt beschouwd waarin de verhitting door een bepaald oppervlak zodanig overweegt, dat de verhitting door andere oppervlakken is te verwaarlozen, is het wel mogelijk een oplossing te geven, die aan (41), (42), (43) en (44) voldoet. Om een indruk te krijgen van het verschil, dat ontstaat indien een verhitting volgens de standaard brandkromme wordt vervangen door een verhitting bij constante temperatuur, zal voor het gemak alleen een berekening van het verschil worden gemaakt voor een gebied waar de temperatuur hoofdzakelijk afhangt van de warmtestroom door één verhittingsvlak. Het is aannemelijk, dat op dezelfde diepte en tijd het relatieve verschil in temperatuur bij benadering overal hetzelfde is. Immers op een plaats, die van twee kanten warmte toegevoerd krijgt is het verschil op een bepaalde diepte groter dan op een plaats, die van een kant verwarmd wordt, doch de stijging in temperatuur is in het eerste geval ook groter dan in het laatste, zodat te verwachten is dat het relatieve verschil in temperatuur op beide plaatsen bij benadering gelijk is.

De oplossing, die voldoet aan (41), (42), (43) en (44) is voor een constante oppervlaktetemperatuur, die 1 °C ligt boven de begintemperatuur [14]

$$\theta_1 = 1 - \operatorname{erf} \frac{x}{2\sqrt{at}} \operatorname{erf} \frac{y}{2\sqrt{at}} \dots \dots \dots (45)$$

In het gebied waar alleen de warmtestroom door een verhittingsvlak van belang is, bijv. voor  $y$  zeer groot, waardoor  $\operatorname{erf} \frac{y}{\sqrt{at}}$  ongeveer 1 wordt, is de temperatuur

$$\theta_1 = 1 - \operatorname{erf} \frac{x}{2\sqrt{at}} \dots \dots \dots (46)$$

Met behulp van DUHAMEL [11] is hieruit voor een oppervlaktetemperatuur, die het verloop volgens de standaard brandkromme (9) volgt, voor de temperatuur in de constructie af te leiden.

$$\begin{aligned} \theta - \theta_0 = & 1200 \operatorname{erfc} \frac{x}{2\sqrt{at}} - 275e^{-0,6t} \left\{ e^{-x\sqrt{-0,6/a}} \operatorname{erfc} \left( \frac{x}{2\sqrt{at}} - \sqrt{-0,6t} \right) + \right. \\ & + e^{x\sqrt{-0,6/a}} \operatorname{erfc} \left( \frac{x}{2\sqrt{at}} + \sqrt{-0,6t} \right) \left. \right\} + 100e^{-3,0t} \left\{ e^{-x\sqrt{-3,0/a}} \operatorname{erfc} \left( \frac{x}{2\sqrt{at}} - \sqrt{-3,0t} \right) + \right. \\ & + e^{x\sqrt{-3,0/a}} \operatorname{erfc} \left( \frac{x}{2\sqrt{at}} + \sqrt{-3,0t} \right) \left. \right\} - 425e^{-0,12t} \left\{ e^{-x\sqrt{-12,0/a}} \operatorname{erfc} \left( \frac{x}{2\sqrt{at}} - \sqrt{-12,0t} \right) + \right. \\ & + e^{x\sqrt{-12,0/a}} \operatorname{erfc} \left( \frac{x}{2\sqrt{at}} + \sqrt{-12,0t} \right) \left. \right\} \dots \dots \dots (47) \end{aligned}$$

### 1.3.3 Verschil met verhitting bij constante temperatuur

Op dezelfde wijze als voor de geïsoleerde staalprofielen is voor het verschil in temperatuur, bij verhitting volgens de eerste twee termen van de standaard brandkromme (9) en een verhitting bij constante temperatuur, die de gemiddelde waarde heeft van de brandkromme, af te leiden, dat dit voor de staaf op een plaats waar alleen met de warmtestroom uit één richting gerekend mag worden, bedraagt.

$$\theta_m - \theta = \frac{550}{0,6t} (e^{-0,6t} - 1) \operatorname{erfc} \frac{x}{2\sqrt{at}} + 275e^{-0,6t} \left\{ e^{-x\sqrt{-0,6/a}} \operatorname{erfc} \left( \frac{x}{2\sqrt{at}} - \sqrt{-0,6t} \right) + e^{x\sqrt{-0,6/a}} \operatorname{erfc} \left( \frac{x}{2\sqrt{at}} + \sqrt{-0,6t} \right) \right\} \dots \dots \dots (48)$$

Dit verschil is voor een materiaal met ongeveer de eigenschappen van beton ( $a = 2 \times 10^{-3} \text{ m}^2/\text{h}$ ) voor een aantal dekkingen en verhittingstijden uitgerekend. De resultaten zijn hieronder gegeven:

dekking cm	duur van de verhitting uren	stijging temperatuur in constructie $\theta_m$ °C	verschil $\theta_m - \theta$ °C
2,7	1	500	-34
3,8	2	555	-48
4,5	1	385	-12
6,3	2	431	-16
7,8	3	461	-32

### 1.3.4 De temperatuur uitgedrukt in dimensieloze grootheden

Voor de vlakke plaat, die aan weerszijden verhit wordt, geeft substitutie in (34), (35) en (36) van

$$\vartheta = \frac{\theta - \theta_0}{\theta_s - \theta_0} \quad \xi = \frac{x}{l} \quad \tau = \frac{\lambda t}{\rho c l^2}$$

voor een constante oppervlaktetemperatuur de vergelijkingen

$$\frac{\partial \vartheta}{\partial \tau} = \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial \xi^2} \dots \dots \dots (49)$$

Voor  $\xi = \pm 1$  is  $\vartheta = 1$   $\dots \dots \dots$  (50)

Voor  $\tau = 0$  is  $\vartheta = 0$   $\dots \dots \dots$  (51)

De oplossing, die hieraan voldoet, is dezelfde als (37), die echter geldt voor een oppervlaktetemperatuur, die 1 °C boven de begintemperatuur ligt. Voor een overtemperatuur  $\theta_s - \theta_0$  is de oplossing in dimensieloze vorm

$$\vartheta = 1 - \frac{4}{\pi} \sum_{n=0}^{\infty} \frac{(-1)^n}{2n+1} e^{-(2n+1)^2 \pi^2 \tau / 4} \cos \frac{(2n+1)\pi \xi}{2} \dots \dots \dots (52)$$

Het verloop van  $\vartheta$  met  $\tau$  is voor verschillende waarden van  $\xi$  in fig. 9 gegeven.

Voor de rechthoekige staaf, die aan twee aan een ribbehoek grenzende vlakken wordt verhit, geeft substitutie in de vergelijkingen (41), (42), (43) en (44) van

$$\vartheta = \frac{\theta - \theta_0}{\theta_s - \theta_0}$$

$$\xi = \frac{x}{l}$$

$$\eta = \frac{y}{l}$$

$$\tau = \frac{\lambda t}{\rho c l^2}$$

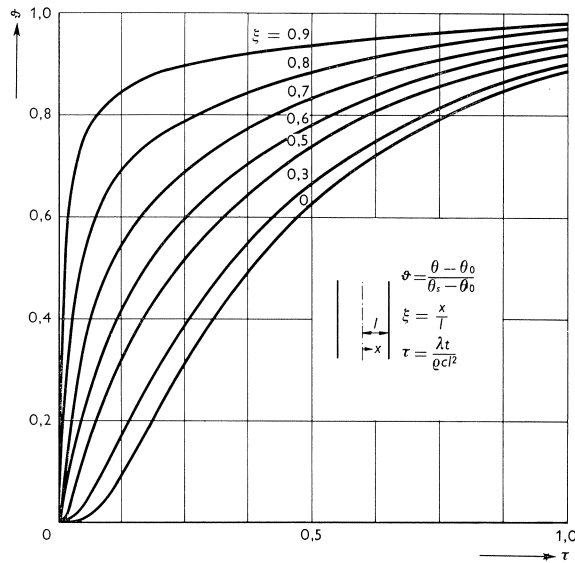


Fig. 9. Temperatuur in plaat die aan weerskanten wordt verhit.

voor een constante oppervlaktetemperatuur

$$\frac{\partial \vartheta}{\partial \tau} = \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial \xi^2} + \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial \eta^2} \dots \dots \dots (53)$$

Voor  $\xi = 0$  is  $\vartheta = 1$  . . . . . (54)

Voor  $\eta = 0$  is  $\vartheta = 1$  . . . . . (55)

Voor  $\tau = 0$  is  $\vartheta = 0$  . . . . . (56)

De oplossing, die hieraan voldoet is dezelfde als (45), die echter geldt voor een oppervlaktetemperatuur, die 1 °C boven de begintemperatuur ligt. Voor een overtemperatuur  $\theta_s - \theta_0$  is de oplossing in dimensioneloze vorm

$$\vartheta = 1 - \operatorname{erf} \frac{\xi}{2\sqrt{\tau}} \operatorname{erf} \frac{\eta}{2\sqrt{\tau}} \dots \dots \dots (57)$$

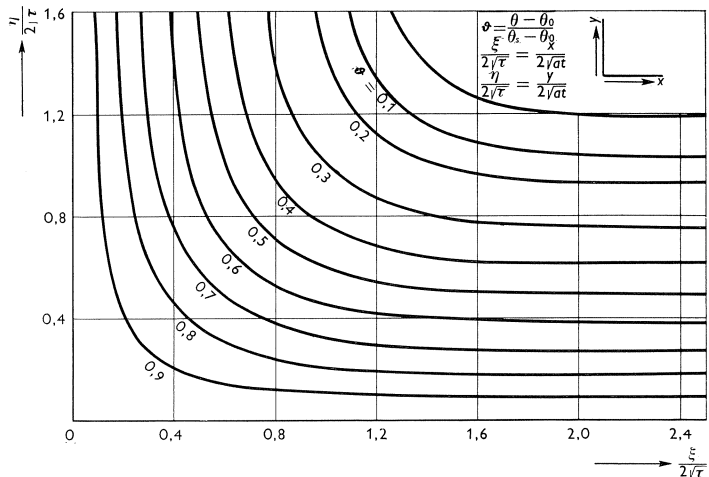
Het temperatuurverloop in de constructie is in fig. 10, waarin verschillende isothermen zijn getekend, weergegeven.

### 1.3.5 Verhitting aan 3 of 4 zijden

Voor balken of kolommen waarvan de afmetingen klein zijn en die aan meer dan 2 zijden worden verhit is het mogelijk, dat bij het beschouwen van alleen de verhitting door de twee meest nabij gelegen vlakken, temperaturen worden verkregen, die niet voldoende nauwkeurig zijn.

Met behulp van de temperaturen voor de plaat, die aan weerskanten verhit wordt (fig. 9) en de temperaturen voor de halfoneindige plaat (fig. 10 voor

Fig. 10. Temperatuur in rechthoekige staaf die aan twee zijden wordt verhit.



grote waarden van  $x$  of  $y$ ) is het echter mogelijk de temperaturen voor de balk of kolom, die aan 3 of 4 zijden verhit wordt af te leiden.

Volgens CARSLAW en JAEGER [15] wordt, indien  $\vartheta_1$  de temperatuur is voor de halfoneindige plaat en  $\vartheta_2$  de temperatuur voor de aan weerskanten verhitte plaat, de temperatuur van een balk of kolom, die aan drie zijden verhit wordt, gegeven door

$$\vartheta = 1 - (1 - \vartheta_1)(1 - \vartheta_2)$$

Voor de constructie met rechthoekige doorsnede, die aan vier zijden verhit wordt, is de temperatuur

$$\vartheta = 1 - (1 - \vartheta_2)(1 - \vartheta_2')$$

waarin  $\vartheta_2$  en  $\vartheta_2'$  de temperaturen zijn voor de aan weerskanten verhitte plaat met respectievelijk dikten gelijk aan de lengten van de zijden van de rechthoekige doorsnede.

Voor een constructie, waarvan de doorsnede vierkant is wordt de temperatuur  $\vartheta = 1 - (1 - \vartheta_2)^2$ .

## 1.4 Wanden

### 1.4.1 Benaderingen

Voor het berekenen van de temperatuur van een wand, die aan één zijde verhit wordt en aan de andere zijde in de lucht kan afkoelen, worden de volgende benaderingen gemaakt.

- a. De dikte van de wand is in vergelijking met de hoogte en breedte zo gering, dat gerekend mag worden met een warmtestroom in één richting.
- b. De materiaalconstanten zijn onveranderlijk of te vervangen door constante gemiddelde waarden.



c. De afkoeling aan de van de vuurhaard afgekeerde zijde kan beschreven worden door een afkoeling met een constante gemiddelde coëfficiënt van warmteoverdracht.

### 1.4.2 Berekening temperaturen van de wand

De vergelijkingen voor de wand zijn

$$\rho c \frac{\partial \theta}{\partial t} = \lambda \frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} \dots \dots \dots (58)$$

Voor  $x = 0$  is  $\theta = \varphi(t)$   $\dots \dots \dots$  (59)

Voor  $x = l$  is  $-\lambda \frac{\partial \theta}{\partial x} = \alpha(\theta - \theta_0)$   $\dots \dots \dots$  (60)

Voor  $t = 0$  is  $\theta = \theta_0$   $\dots \dots \dots$  (61)

De oplossing, die aan (58), (59), (60) en (61) voldoet, is voor een oppervlakte-temperatuur, die 1 °C boven de begintemperatuur ligt [16]:

$$\theta_1 = \frac{1+h(l-x)}{1+lh} - \sum_{n=1}^{\infty} \frac{2(\beta_n^2+h^2) \sin \beta_n x}{\beta_n [l(\beta_n^2+h^2)+h]} e^{-a\beta_n^2 t} \dots \dots \dots (62)$$

waarin

$$h = \frac{\alpha}{\lambda} \dots \dots \dots (63)$$

en  $\beta_n$  de wortels zijn van

$$\beta \cotg \beta l = -h \dots \dots \dots (64)$$

Met behulp van de theorie van DUHAMEL [11] is af te leiden, dat indien de oppervlaktetemperatuur het verloop volgens de standaard brandkromme (9) volgt, de temperatuur van de wand gegeven wordt door

$$\begin{aligned} \theta - \theta_0 = & 1200 \left[ \frac{1+h(l-x)}{1+lh} - \sum_{n=1}^{\infty} f(\beta_n) e^{-a\beta_n^2 t} \right] - \\ & - 550 \sum_{n=1}^{\infty} f(\beta_n) \frac{a\beta_n^2}{a\beta_n^2 - 0,6} (e^{-0,6t} - e^{-a\beta_n^2 t}) + \\ & + 200 \sum_{n=1}^{\infty} f(\beta_n) \frac{a\beta_n^2}{a\beta_n^2 - 3,0} (e^{-3,0t} - e^{-a\beta_n^2 t}) - \\ & - 850 \sum_{n=1}^{\infty} f(\beta_n) \frac{a\beta_n^2}{a\beta_n^2 - 12,0} (e^{-12,0t} - e^{-a\beta_n^2 t}) \dots \dots \dots (65) \end{aligned}$$

waarin

$$f(\beta_n) = \frac{2(\beta_n^2+h^2) \sin \beta_n x}{\beta_n [l(\beta_n^2+h^2)+h]}$$

### 1.4.3 Verschil met verhitting bij constante temperatuur

Op dezelfde wijze als bij de geïsoleerde staalprofielen is voor het verschil in temperatuur, bij verhitting volgens de standaard brandkromme (9) en verhitting bij constante temperatuur, die de gemiddelde waarde heeft van de standaard brandkromme, en onder beschouwing van de eerste twee termen van (9) af te leiden:

$$\theta_m - \theta = \frac{550}{0,6t} (e^{-0,6t} - 1) \left[ \frac{1 + h(l-x)}{1 + lh} - \sum_{n=1}^{\infty} f(\beta_n) e^{-a\beta_n^2 t} \right] +$$

$$+ 550 \sum_{n=1}^{\infty} f(\beta_n) \frac{a\beta_n^2}{a\beta_n^2 - 0,6} (e^{-0,6t} - e^{-a\beta_n^2 t}) \dots \dots \dots (66)$$

Voor een aantal gevallen, die in de praktijk kunnen voorkomen, is het verschil in temperatuur op de van de brand afgekeerde zijde van de wand uitgerekend. Beschouwd zijn een zeer goed isolerend materiaal ( $a = 0,7 \times 10^{-3} \text{ m}^2/\text{h}$ ,  $\lambda = 0,11 \text{ kcal/m/h/}^\circ\text{C}$ ), een goed isolerend materiaal ( $a = 1,2 \times 10^{-3} \text{ m}^2/\text{h}$ ,  $\lambda = 0,54 \text{ kcal/m/h/}^\circ\text{C}$ ) en een minder goed isolerend materiaal ( $a = 2,4 \times 10^{-3} \text{ m}^2/\text{h}$ ,  $\lambda = 1,44 \text{ kcal/m/h/}^\circ\text{C}$ ) in verschillende dikten.

Als gemiddelde waarde van de coëfficiënt van warmteoverdracht aan de van de brand afgekeerde zijde is  $15 \text{ kcal/m}^2\text{h}^\circ\text{C}$  genomen. Deze waarde is afgeleid uit de gegevens van HARMATHY [8].

De resultaten zijn in onderstaande tabel gegeven:

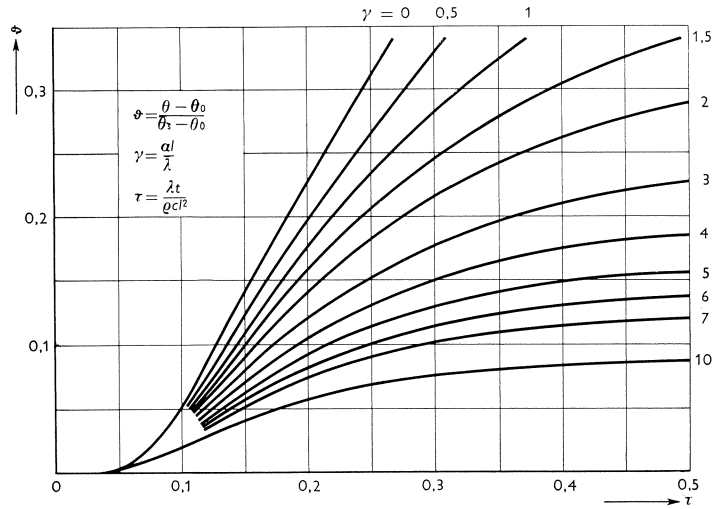
isolator	dikte van de wand cm	duur van de verhitting uren	temperatuurstijging aan de van de brand afgekeerde zijde $\theta_m$ °C	verschil in temperatuurstijging $\theta_m - \theta$ °C
zeer goed	10	6	62	- 3,5
” ”	6	2	78	- 5
” ”	6	4	97	- 12
goed	10	2	125	+ 5
”	10	3	173	- 2
”	20	6	77	+ 4
”	20	12	140	+ 2
minder goed	10	$\frac{3}{4}$	103	+ 6
” ”	10	1	160	+ 6
” ”	10	2	324	- 6
” ”	20	3	106	+ 8
” ”	20	4	163	+ 7
” ”	20	5	211	+ 2

### 1.4.4 De temperatuur uitgedrukt in dimensieloze grootheden

Substitutie in (58), (59) en (60) en (61) van

$$\vartheta = \frac{\theta - \theta_0}{\theta_s - \theta_0} \quad \xi = \frac{x}{l} \quad \tau = \frac{\lambda t}{\rho c l^2} \quad \gamma = \frac{\alpha l}{\lambda}$$

Fig. 11. Temperatuur wand aan de van de brand afgekeerde zijde voor kleine waarden van  $\tau$ .



geeft voor een constante temperatuur aan het aan de brand blootgestelde oppervlak, de vergelijkingen

$$\frac{\partial \vartheta}{\partial \tau} = \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial \xi^2} \dots \dots \dots (67)$$

Voor  $\xi = 0$  is  $\vartheta = 1$  . . . (68)

Voor  $\xi = 1$  is  $\frac{\partial \vartheta}{\partial \xi} = -\gamma \vartheta$  (69)

Voor  $\tau = 0$  is  $\vartheta = 0$  . . . (70)

De oplossing die hieraan voldoet, is dezelfde als (62), die echter geldt voor een overtemperatuur van het oppervlak van de wand aan de brandzijde van 1 °C. Voor een overtemperatuur  $\theta_s - \theta_0$  en  $x = l$ , dus aan de van de brand afgekeerde zijde, wordt de temperatuur in dimensionloze vorm gegeven door

$$\vartheta = \frac{1}{1 + \gamma} - \sum_{n=1}^{\infty} \frac{2(\sigma_n^2 + \gamma^2) \sin \sigma_n}{\sigma_n [\sigma_n^2 + \gamma^2 + \gamma]} e^{-\sigma_n^2 \tau} \dots \dots \dots (71)$$

waarin  $\sigma_n$  de wortels zijn van

$$\sigma \cotg \sigma = -\gamma \dots \dots \dots (72)$$

In fig. 11 en fig. 12 is voor verschillende waarden van  $\gamma$  de temperatuur  $\vartheta$  uitgezet als functie van  $\tau$ .

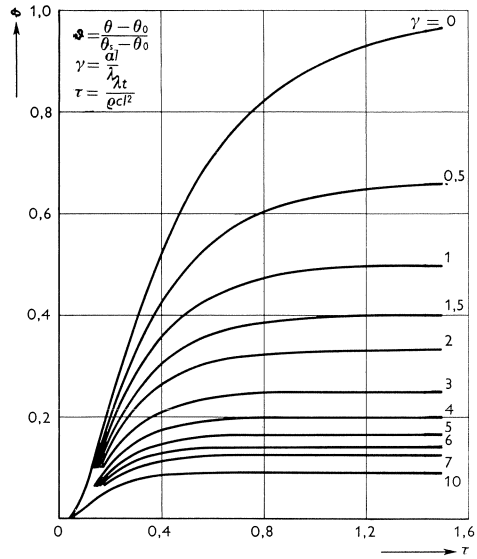


Fig. 12. Temperatuur wand aan de van de brand afgekeerde zijde voor grote waarden van  $\tau$ .

## 2 Beschouwing resultaten

Uit de berekeningen blijkt, dat indien de verhitting volgens de standaard brandkromme vervangen wordt door een verhitting bij constante temperatuur, die gelijk is aan de gemiddelde temperatuur van de standaardbrand, er in het praktische gebied een afwijking in de constructietemperatuur kan ontstaan van ongeveer 5%. Indien in plaats van de standaard brandkromme een willekeurige brandkromme door haar gemiddelde vervangen wordt, is de afwijking verschillend. Het verschil is echter voor niet extreem verlopende krommen gering, zoals met behulp van de formules voor de afwijking in temperatuur (15), (28), (48) en (66) door verandering van de coëfficiënten is aan te tonen. In het algemeen kan dan ook gesteld worden, dat de te verwachten afwijking, wanneer verhitting volgens een willekeurige brandkromme wordt vervangen door een verhitting bij constante temperatuur, niet meer dan 10% bedraagt. In vergelijking met de afwijking, die tussen berekende en werkelijke temperatuur mogelijk is, doordat het verloop van een brand in de praktijk niet nauwkeurig te voorspellen is en ook doordat de parameters waarvan de temperatuur in de constructie afhangt, zoals warmtegeleidingsvermogen en oppervlakte-temperatuur, vaak niet met grote nauwkeurigheid bekend zijn, is bovengenoemde afwijking gering te noemen.

Wanneer een afwijking van de orde van grootte van 10% geaccepteerd wordt, kan het berekenen van de temperatuur van een constructie voor een willekeurige brand waarvan de duur en gemiddelde temperatuur bekend zijn, vereenvoudigd worden tot het berekenen van een aantal dimensieloze parameters en het opzoeken van de bijbehorende temperatuur in een grafiek.

Bij alle constructies wordt de temperatuur bepaald door  $\tau = \lambda t / \rho c l^2$ , waarin  $t$  de beschouwde tijd,  $l$  een karakteristieke afmeting van de constructie en  $\lambda$ ,  $\rho$  en  $c$  respectievelijk het warmtegeleidingsvermogen, de dichtheid en de soortelijke warmte van het materiaal betekenen. Naarmate  $\tau$  groter is, neemt de temperatuur toe. Voor geïsoleerde staalprofielen wordt de temperatuur bovendien bepaald door de verhouding  $M/F$ , waarin  $M$  de massa van het staal en  $F$  het staaloppervlak is waardoor warmte wordt toegevoerd. Bij massieve kolommen en balken wordt de temperatuur behalve door  $\tau$  nog bepaald door de dekking en bij wanden door de afkoeling aan de van het vuur afgekeerde zijde. Wanneer bovengenoemde parameters bekend zijn, dan is voor een gegeven oppervlaktetemperatuur ook de temperatuur in de constructie bekend. Zoals eerder is opgemerkt is in het algemeen het warmtegeleidingsvermogen, dat van de temperatuur afhangt en dus bij een aan een brand blootgestelde constructie met de tijd en de plaats verandert, niet nauwkeurig aan te geven. Het is echter mogelijk gebleken om met een gemiddeld warmtegeleidingsvermogen, dat zowel naar de plaats als naar de tijd gemiddeld is, resultaten te krijgen, die redelijk in overeenstemming zijn met de metingen (zie fig. 5). De overeenstemming kan nog verbeterd worden door de brandduur in

perioden te verdelen en stapsgewijs het gemiddelde warmtegeleidingsvermogen per periode te bepalen [17]. In het volgende zal voor een willekeurige ruimte waarin brand kan uitbreken een voorbeeld worden gegeven van het berekenen van de temperaturen die in de zich in de ruimte bevindende constructies bereikt zullen worden, alsmede van de wijze waarop eventueel het overschrijden van de toelaatbare temperatuur voorkomen kan worden. Hierbij zal aangenomen worden, dat alle waarden, die voor de berekening nodig zijn, evenals de toelaatbare temperaturen van de constructies, bekend zijn.

### 3 Voorbeeld

Beschouwd wordt een ruimte, waarin bepaalde constructies aanwezig zijn. Van de constructies wil men de temperaturen bepalen, die in geval van brand bereikt worden; indien zij de toelaatbare temperaturen overschrijden, is een verdere stap het aangeven van de middelen om zulks te voorkomen.

Van de ruimte zijn de afmetingen, de vuurbelasting de afmetingen van het oppervlak waardoor zuurstof kan toetreden en de thermische eigenschappen van de wanden gegeven (zie schema fig. 13). Wanneer aangenomen wordt, dat deze de voornaamste factoren zijn waardoor het verloop van de brand

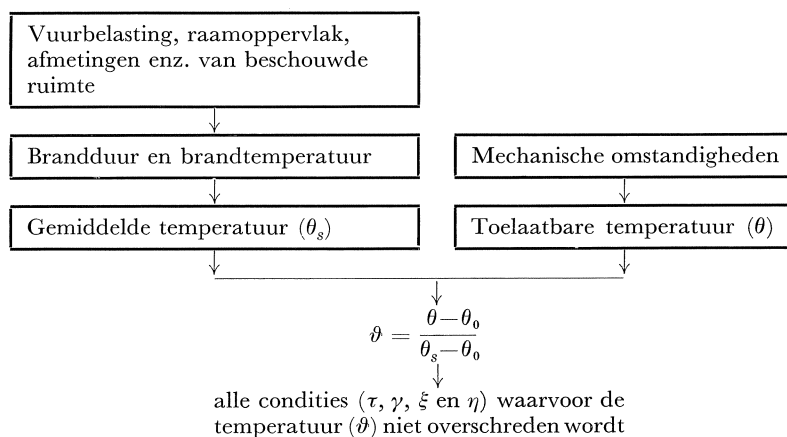


Fig. 13. Schema berekenen van temperatuur in constructie voor willekeurige brand

wordt bepaald en dat de door KAWAGOE en SEKINE [2] aangegeven methode voor het berekenen van het temperatuurverloop in de ruimte geldt, dan zijn voor de beschouwde ruimte de brandduur en temperatuur bekend. Hieruit is de gemiddelde temperatuur  $\theta_s$  te bepalen.

Is verder de toelaatbare temperatuur gegeven, dan is ook voor een bepaalde kamertemperatuur de verhouding  $\vartheta = (\theta - \theta_0) / (\theta_s - \theta_0)$  bekend. Met behulp van de grafieken zijn alle combinaties van  $\tau$ ,  $\gamma$ ,  $\xi$  en  $\eta$  te vinden, waarvoor de gevonden  $\vartheta$  niet wordt overschreden.

Stel, dat van de ruimte gegeven is:

vuurbelasting	· 100	kg/m <sup>2</sup>
raamhoogte	· 2	m
raamoppervlak	· 100	m <sup>2</sup>
totaal oppervlak van de ruimte	· 1400	m <sup>2</sup>
warmtegeleidingsvermogen wanden	· 0,5	kcal/m/h/°C
temperatuurvereffeningscoëfficiënt wanden	· 2.10 <sup>-3</sup>	m <sup>2</sup> /h

Volgens KAWAGOE en SEKINE is voor deze ruimte de brandduur ongeveer 3 uur en de gemiddelde temperatuur  $\theta_s = 930$  °C.

I Voor een ongeïsoleerd staalprofiel is bekend, dat het onder deze omstandigheden zal bezwijken. Het is echter mogelijk bijv. door aanbrengen van isolatie te voorkomen, dat de toelaatbare staaltemperatuur wordt overschreden. De vraag is dan hoe dik een bepaalde isolatie moet zijn.

Gegeven is:

$M$ = massa staal per meter:	150	kg/m
$F$ = oppervlak waardoor warmte aan het staal kan worden toegevoerd per meter:	1,50	m <sup>2</sup> /m
$c'$ = soortelijke warmte van het staal:	0,1	kcal/°C/kg
$\rho$ = dichtheid isolatie:	200	kg/m <sup>3</sup>
$c$ = soortelijke warmte isolatie:	0,25	kcal/°C/kg
$\lambda$ = warmtegeleidingsvermogen isolatie:	0,05	kcal/m/h/°C
$\theta$ = toelaatbare staaltemperatuur:	475	°C
$\theta_0$ = kamertemperatuur:	20	°C

Zoals in fig. 3 en fig. 4 te zien is, wordt voor geïsoleerde staalprofielen de temperatuur bepaald door  $\gamma$ ,  $\tau$  en  $\vartheta$ .

Uit bovenstaande gegevens volgt hiervoor:

$$\gamma = \frac{\rho c l}{c' M / F} = \frac{200 \times 0,25 \times l}{0,1 \times 150 / 1,50} = 5l$$

$$\tau = \frac{\lambda t}{\rho c l^2} = \frac{0,05 \times 3}{200 \times 0,25 \times l^2} = \frac{3 \times 10^{-3}}{l^2}$$

De toelaatbare  $\vartheta$  bedraagt

$$\vartheta = \frac{\theta - \theta_0}{\theta_s - \theta_0} = \frac{475 - 20}{930 - 20} = 0,50$$

Voor  $l = 0,02$  m is  $\gamma = 0,10$  en  $\tau = 7,5$ .

Volgens figuur 4 is dan  $\gamma = 0,52$ , zodat voor een isolatiedikte van 2 cm na 3 uur een staaltemperatuur van 493 °C te verwachten is.

Er is dus een isolatiedikte van iets meer dan 2 cm nodig om te voorkomen dat de temperatuur in het beschouwde profiel 475 °C overschrijdt.

II Voor een wand, die doorslag van de brand naar aangrenzende ruimten moet voorkomen, is het criterium de temperatuurstijging aan de van de brand afgekeerde zijde van de wand.

Van de wand en de beschouwde ruimte is gegeven:

$l$	= dikte van de wand:	0,1 m
$\rho$	= soortelijke dichtheid van wandmateriaal:	600 kg/m <sup>3</sup>
$c$	= soortelijke warmte van wandmateriaal:	0,25 kcal/kg/°C
$\lambda$	= warmtegeleidingsvermogen wandmateriaal:	0,3 kcal/m/h/°C
$\alpha$	= coëfficiënt van warmteoverdracht aan de van het vuur afgekeerde zijde van de wand, welke vrij in de lucht kan afkoelen:	15 kcal/m <sup>2</sup> /h/°C
$\theta_s$	= gemiddelde brandtemperatuur:	920 °C
$\theta_0$	= kamertemperatuur:	20 °C
	brandduur:	3 uur

Voor de beschouwde wand, die vrij in de lucht aan de van de brand afgekeerde zijde kan afkoelen, zijn de parameters, die de temperatuur aan deze koele zijde bepalen

$$\gamma = \frac{\alpha l}{\lambda} = \frac{15 \times 0,1}{0,3} = 5$$

$$\tau = \frac{\lambda t}{\rho c l^2} = \frac{0,3 \times 3}{600 \times 0,25 \times (0,1)^2} = 0,6$$

Uit fig. 12 volgt voor  $\gamma = 5$  en  $\tau = 0,6$  dat  $\vartheta$ , die de temperatuur aan de van de brand afgekeerde zijde van de wand aangeeft, 0,165 bedraagt. Daar  $\vartheta = (\theta - \theta_s) / (\theta_s - \theta_0)$  is voor  $\theta_s = 930$  °C en  $\theta_0 = 20$  °C af te leiden, dat na 3 uur aan deze zijde een temperatuur  $\theta = 180$  °C zal worden bereikt. Indien tegen de wand bijv. een houten kast zou worden geplaatst, waardoor dus de wand minder goed kan afkoelen, dan zal de temperatuur uiteraard hoger worden. Wanneer eenvoudigheidshalve aangenomen wordt, dat in dat geval de warmteoverdracht tot de helft wordt gereduceerd, zodat  $\alpha = 7,5$  kcal/m<sup>2</sup>/h/°C en dus  $\gamma = 2,5$ , dan wordt  $\vartheta = 0,27$ . De temperatuur tussen de kast en de wand zal dan stijgen tot ruim 260 °C, zodat waarschijnlijk de kast in brand zal raken. In het algemeen is voor een houten plank, die aan één zijde verhit wordt, een temperatuur van 150 °C niet gevaarlijk. Opdat deze temperatuur niet wordt overschreden moet  $\vartheta$  kleiner dan  $\vartheta = \frac{150 - 20}{930 - 20} = 0,143$  zijn.

Hieraan wordt voldaan indien bijvoorbeeld de wand dikker dan 15 cm wordt gemaakt, daar dan  $\gamma = 3,75$  en  $\tau = 0,265$ .

Ook voor gewapende balken en kolommen is het mogelijk om op dezelfde wijze als voor geïsoleerde staalprofielen en wanden met behulp van enkele dimensieloze grootheden en grafieken de temperatuur in de balk of kolom te bepalen en eventueel middelen aan te geven op welke wijze voorkomen kan worden, dat de toelaatbare temperatuur wordt overschreden.

### Lijst van gebruikte notaties

$\lambda$	warmtegeleidingsvermogen beschouwd materiaal.
$\rho$	dichtheid beschouwd materiaal.
$c$	soortelijke warmte beschouwd materiaal.
$c'$	soortelijke warmte staal.
$M$	massa staal.
$F$	oppervlak waardoor warmte aan het staal kan worden toegevoerd.
$a$	temperatuurvereffeningscoëfficiënt $\lambda/\rho c$ .
$\alpha$	coëfficiënt van warmteoverdracht.
$h$	$\begin{cases} \frac{\rho c}{c' M/F} & \text{(geïsoleerd staalprofiel)} \\ \frac{\alpha}{\lambda} & \text{(wand)} \end{cases}$
$l$	$\begin{cases} \text{dikte wand (wand)} \\ \text{dikte isolatie (geïsoleerd staalprofiel)} \\ \text{karakteristieke afmeting (rechth. balk of kolom).} \end{cases}$
$R$	straal cilinder.
$r$	afstand van beschouwde plaats tot middelpunt.
$x, y$	coördinaten.
$t$	tijd.
$\gamma$	$\begin{cases} \frac{\rho c l}{c' M/F} & \text{(geïsoleerd staalprofiel)} \\ \frac{\alpha l}{\lambda} & \text{(wand)} \end{cases}$
$\tau$	$\frac{\lambda t}{\rho c l^2}$
$\mathcal{J}_0, \mathcal{J}_1$	Besselse functies.
$\beta_n$	$\begin{cases} \text{wortels van } \beta \operatorname{tg} \beta l = h & \text{(geïsoleerd staalprofiel)} \\ \text{wortels van } \mathcal{J}_0(R\beta_n) = 0 & \text{(cilinder)} \\ \frac{(2n+1)\pi}{2l} & \text{(plaat)} \end{cases}$
$\sigma_n$	$\begin{cases} \text{wortels van } \beta \operatorname{cotg} \beta l = -h & \text{(wand)} \\ \text{wortels van } \sigma \operatorname{tg} \sigma = \gamma & \text{(geïsoleerd staalprofiel)} \\ \text{wortels van } \mathcal{J}_0(\sigma) = 0 & \text{(cilinder)} \\ \text{wortels van } \sigma \operatorname{cotg} \sigma = -\gamma & \text{(wand)} \end{cases}$
$\xi, \eta$	gereduceerde coördinaten.
erf, erfc	fouten-integralen.
$T$	willekeurige aanvangstijd.
$\varphi(T)$	willekeurige tijdsfunctie.
$\varphi(t)$	de standaard brandkromme uitgedrukt in e-machten.
$\varphi'(t)$	de eerste twee termen van $\varphi(t)$ .
$\varphi_m(t)$	functie, die de gemiddelde temperatuur van de standaard brandkromme ten tijde $t$ geeft.
$Ai, Bi$	coëfficiënten.
$\theta$	temperatuur van de constructie.
$\theta_0$	begintemperatuur.
$\theta_1$	temperatuur in constructie indien de oppervlaktetemperatuur constant $1^\circ\text{C}$ boven de begintemperatuur wordt gehouden.
$\theta_s$	gemiddelde oppervlaktetemperatuur.
$\theta_m$	temperatuur in constructie na de tijd $t$ , indien de oppervlaktetemperatuur constant wordt gehouden op de gemiddelde temperatuur $\varphi_m(t)$ .
$\vartheta$	gereduceerde temperatuur $\frac{\theta - \theta_0}{\theta_s - \theta_0}$ .



## Literatuur

1. NEN 1076, Nederlands Normalisatie Instituut, oktober 1963, blz. 23.
2. KAWAGOE, K. en T. SEKINE, Estimation of fire temperature – time curve in rooms. B.R.I. Occasional Report No. 11, Building Research Institute, Ministry of Construction, Tokyo, juni 1963.
3. DAVEY, N. and L. A. ASHTON, Investigations on building fires, Part. V, Fire tests on Structural elements, Building Research Station, Dept. of Sc. and Ind. Res., 1953.
4. Brandproeven op voorgespannen betonliggers, C.U.R. Rapporten No. 4 en No. 13. De Betonvereniging.
5. HARMATHY, T. Z., A treatise on theoretical fire endurance rating, Research paper No. 153, Division of Building Research, National Research Council, Ottawa, April 1962.
6. GEILINGER, W. en S. BRYL, Feuersicherheit der Stahlkonstruktionen, IV. Teil (Feuerschutz von Stahlstützen), febr. 1962, Schweizer. Stahlbauverband, Zürich 39.
7. FUJII, S., The theoretical calculation of temperature-rise of thermally protected steel column exposed to the fire, B.R.I. Occasional Report No. 10, Building Research Institute, Ministry of Construction, Tokyo, Juni 1963.
8. HARMATHY, T. Z., Temperature distribution in homogeneous slabs during fire test, Trans. of the Eng. Inst. of Canada, Vol. 6, oktober 1963.
9. Zie bijv. JAKOB, M., Heat Transfer, Vol. I, 1959, blz. 9.
10. CARSLAW, H. S. and J. C. JAEGER, Conduction of heat in solids, Oxford Univ. Press. 1959, blz. 129.
11. DUHAMEL, Mémoire sur la méthode générale relative au mouvement de la chaleur dans les corps solides plongés dans les milieux dont la température varie avec le temps, J. Ec.polyt., Paris, 14 (1833), Cah. 22, blz. 20.
12. Zie 10, blz. 199.
13. Zie 10, blz. 100.
14. Zie 10, blz. 171.
15. Zie 10, blz. 173.
16. Zie 10, blz. 126.
17. WITTEVEEN, J., (In voorbereiding) Instituut voor Bouwmaterialen en Bouwconstructies T.N.O.