



## DEEL 2

# THERMISCHE RESPONSE

door

L. Twilt  
TNO Bouw

## INHOUD

1.	INLEIDING.....	3
2.	UITGANGPUNTEN EN ILLUSTRATIES .....	4
3.	REKENREGELS VOOR STALEN CONSTRUCTIE-ELEMENTEN.....	7
3.1	Scope.....	7
3.2	Onbekleed staal .....	9
3.3	Bekleed staal .....	11
3.4	Ontwerpparameters voor de temperatuurontwikkeling.....	12
3.4.1	Algemeen .....	12
3.4.2	Het effect en de bepaling van de profielfactor.....	12
3.4.3	De karakteristieken van brandisolatie voor staalconstructies .....	14
3.4.4	De toepassing van niet-standaard brandomstandigheden.....	16
4.	REKENREGELS VOOR SAMENGESTELDE CONSTRUCTIE-ELEMENTEN.....	17
4.1	Scope.....	17
4.2	Eenvoudige rekenregels voor de thermische response van stalen kolommen, gedeeltelijk omstort met beton.....	18
4.3	Rekenregels voor de toetsing van het criterium m.b.t. de thermische isolatie van staalplaat-betonvloeren .....	19
4.4	Rekenregels voor de temperatuur van de positieve wapening van staalplaat- betonvloeren .....	22
4.5	Het thermische response model toegepast voor de berekening van de brandwerendheid van met beton gevulde staalkolommen.....	24
4.6	Evaluatie.....	26
	LITERATUUR .....	27
	ANNEX A: DE DIFFERENTIAALVERGELIJKING VAN FOURIER .....	28
	ANNEX B: THERMISCHE RESPONSE VAN STALEN CONSTRUCTIE- ELEMENTEN, BIJ EEN GELIJKMATIGE TEMPERATUURVERDELING.....	29
	ANNEX C: “tabel-informatie” EN EENVOUDIGE REKENMODELLEN VOLGENS EN 1994.1.2 .....	30
	ANNEX D: EUROCODE REGELS VOOR DE BRANDWERENDHEID M.B.T. DE THERMISCHE ISOLATIE VAN STAALPLAAT-BETONVLOEREN.....	32
	ANNEX E: EUROCODE REGELS VOOR DE TEMPERATUUR IN DE BRANDWAPENING VAN STAALPLAAT-BETONVLOEREN .....	33

## Project DIFISEK

### WP2: Thermische Response

L. Twilt

*TNO Bouw – Centrum voor Brandveiligheid, Nederland*

#### 1. INLEIDING

Onderdelen van de bouwconstructie, blootgesteld aan brand, zijn onderworpen aan zowel mechanische als thermische belastingen. De mechanische belastingen worden gevormd door het eigen gewicht en de veranderlijke belasting, zoals die optreden tijdens het uitbreken van de brand. De thermische belasting is het gevolg van de toename van de temperatuur in de brandruimte en wordt bepaald door de warmteovergangscondities aan het oppervlak van de aan brand blootgestelde constructieonderdelen. Als gevolg van de thermische belasting zal de temperatuur in de constructie oplopen. Dit wordt aangeduid met “thermische response” en leidt in beginsel tot thermische uitzetting en achteruitgang van de mechanische eigenschappen van de verhitte gedeelten van de constructie. Afhankelijk van de situatie kan de thermische uitzetting (gedeeltelijk) worden verhinderd, waardoor (thermische) spanningen worden geïntroduceerd. In combinatie met de mechanisch belasting kan dit leiden tot aanzienlijke vervormingen en – onder omstandigheden – tot bezwijken van de bouwconstructie of van onderdelen daarvan. Dit proces wordt aangeduid met “mechanische response”.

De hiervoor besproken keten van gebeurtenissen is schematisch weergegeven in fig. 1.



Een brandveiligheidsbeschouwing m.b.t. de maatgevende belastingen tijdens brand is besproken in deel 1 van deze syllabus. Voor een beschouwing van de mechanische response wordt verwezen naar deel 3. In het onderhavige deel 2 wordt ingegaan op de thermische response. De bespreking is beperkt tot stalen en tot samengestelde staal-betonelementen. Centraal hierbij staan voorts de betreffende delen van de Eurocodes “Brand” [1], [2].

## 2. UITGANGPUNTEN EN ILLUSTRATIES

Het warmtetransport in een constructie-element wordt beheerst door de volgende differentiaalvergelijking (zgn. vergelijking van Fourier), in combinatie met de betreffende begin- en randvoorwaarden:

$$\frac{\partial(\rho c \theta)}{\partial t} + \frac{\partial(\lambda \frac{\partial \theta}{\partial x})}{\partial x} + \frac{\partial(\lambda \frac{\partial \theta}{\partial y})}{\partial y} + \frac{\partial(\lambda \frac{\partial \theta}{\partial z})}{\partial z} = 0 \quad \dots (1)$$

met:

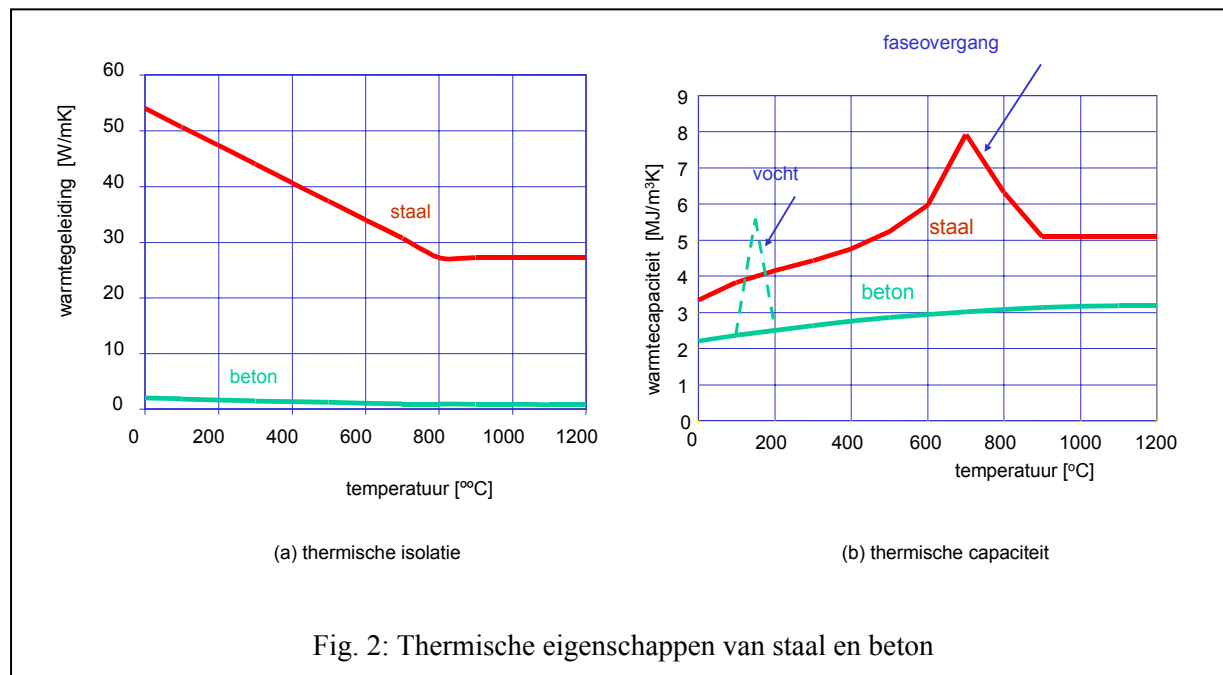
x, y, z	is	coördinaten in m
$\Theta$	is	temperatuur in punt x, y, z in °C
$\rho$	is	dichtheid in kg/m <sup>3</sup>
c	is	specifieke warmte in J/kg
$\lambda$	is	thermische geleidingscoëfficiënt in W/m °K

Voor een korte toelichting wordt verwezen naar bijlage A.

Uit betr. (1) volgt dat de navolgende thermische materiaaleigenschappen de temperatuurontwikkeling in een aan brand blootgestelde bouwconstructie beïnvloeden:

- thermische geleiding
- specifieke warmte.

Het is gebruikelijk de specifieke warmte te combineren met de dichtheid. Notatie: “warmtecapaciteit”, dimensie: J/m<sup>3</sup>. Zowel de warmtecapaciteit als de thermische geleiding van de meeste bouwmaterialen zijn sterk afhankelijk van de temperatuur. Dit wordt in de fig. 1<sup>a,b</sup> geïllustreerd voor staal en beton.

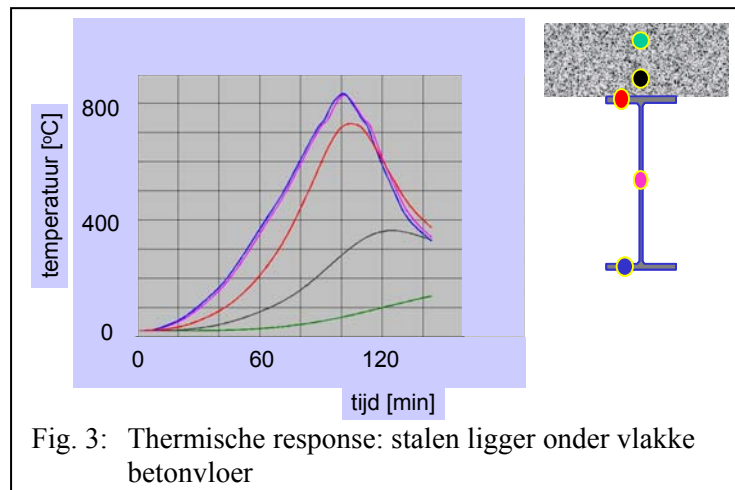


De piek bij ca. 730 °C in de grafiek voor de thermische capaciteit van staal is het gevolg van een kristalomzetting; met de piek in de grafiek voor thermische capaciteit van beton bij 100 °C wordt het effect van het verdampen van vocht verdisconteerd.

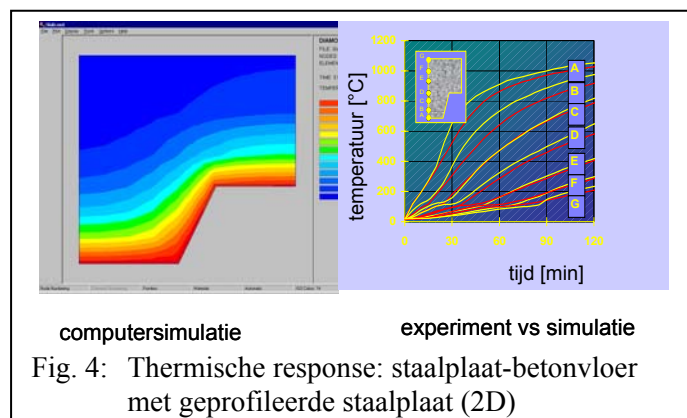
Merk op dat de thermische geleiding van staal een orde van grootte groter is dan die van beton. Om deze reden zal de temperatuurverdeling in een aan brand blootgesteld stalen constructieelement veel gelijkmatiger zijn dan in de betonnen onderdelen van een samengestelde constructie. Bij wijze van vereenvoudiging wordt de temperatuurverdeling in het staal daarom vaak zelfs gelijkmatig verdeeld verondersteld. Zie ook hoofdstuk 3.

Indien de thermische eigenschappen van de materialen waaruit het constructie-element bestaat bekend zijn, kan de temperatuurontwikkeling in zo'n element – voor een gegeven thermische belasting – worden berekend op basis van betr. (1). Echter, slechts in uitzonderlijke gevallen zijn analytische oplossingen beschikbaar. In de praktijk is men aangewezen op numerieke methoden (computermodellen). Tegenwoordig is hierin een ruime keuze. Zie deel 4.

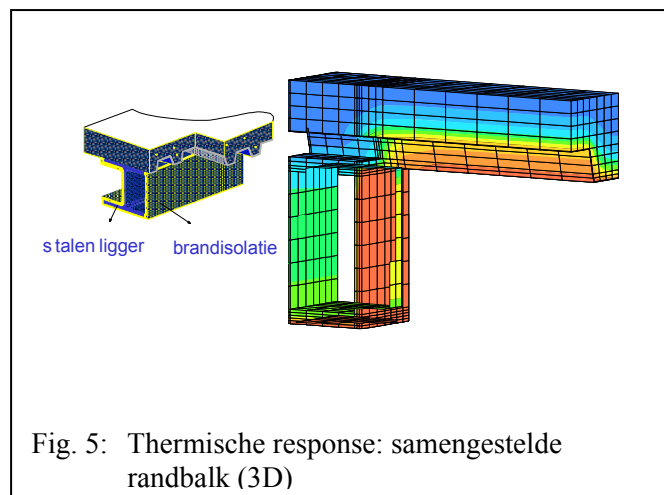
In de fig. 3, 4 en 5 worden illustraties gegeven van de mogelijkheden om de thermische response van constructieonderdelen onder brandomstandigheden te berekenen.



In fig. 3 is de thermische response weergegeven van een onbeklede stalen ligger onder een vlakke betonvloer, blootgesteld aan brand vanaf de onderzijde [4]. Het blijkt dat het temperatuurverloop in de onderflens en in het lijf van de ligger vrijwel gelijk is. Echter, de temperatuurontwikkeling in bovenflens blijft achter. Dit is het gevolg van de warmteverliezen naar de relatief koude betonplaat. In de eenvoudige rekenmodellen voor staal volgens EN 1993.1.2 wordt een gelijkmatige temperatuurverdeling verondersteld, gebaseerd op de temperatuurontwikkeling in onderste delen van het staalprofiel. Ter compensatie voor de te hoog ingeschatte temperatuur in de bovenflens wordt een correctiefactor ( $\kappa$ ) op de mechanische belasting geïntroduceerd. Zie deel 3.



In fig. 4 is de 2D temperatuurverdeling weergegeven in een staalplaat-betonvloer met een geprofileerde staalplaat, na blootstelling gedurende 120 aan standaardbrandomstandigheden en berekend met behulp van de computercode DIANA [5]. Ook zijn de berekeningsresultaten vergeleken met de uitkomsten van een proef. Er blijkt een goede overeenstemming te bestaan tussen proefresultaten en theorie. Dit geldt met name voor de kritieke gedeelten, boven in de ribben (d.w.z. locatie D in het rechtergedeelte van fig. 4). Merk op dat de temperatuurverdeling in het beton sterk ongelijkmatig is. Dit is het gevolg van de relatief geringe warmtegeleiding van beton.



In fig. 5 is de 3D thermische response van een samengestelde randbalk weergegeven [6]. De stalen ligger is aan één zijde kokervormig en aan de andere zijde profielvolgend bekleed. 3D berekeningen, waarvan hier de resultaten zijn weergegeven, zijn nogal bewerkelijk en zijn in de praktijk vaak niet noodzakelijk. Ze onderstrepen echter de mogelijkheden van de thans beschikbare computerprogramma's.

### 3. REKENREGELS VOOR STALEN CONSTRUCTIE-ELEMENTEN

#### 3.1 Scope

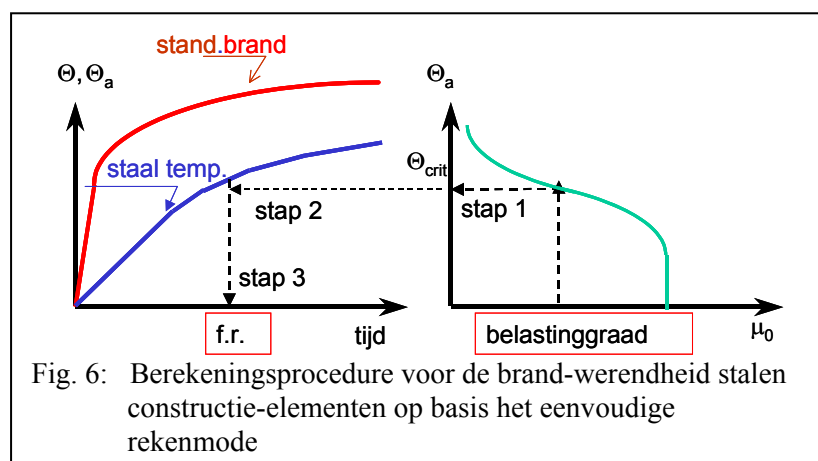
Belangrijkste doel van de bepaling van de thermische response van een staalconstructie is het vinden van de brandwerendheid.

In EN 1993.1.2 worden de volgende opties geboden om het gedrag van een staalconstructie bij brand rekenkundig te beoordelen<sup>1</sup>:

- eenvoudige rekenmodellen
- geavanceerde rekenmodellen.

De thermische response in de geavanceerde modellen is gebaseerd op betr. (1), in combinatie met de relevante thermische belasting. Dergelijke modellen zijn van een algemene geldigheid. Uitgangspunt bij de eenvoudige modellen is dat de temperatuurverdeling in het staal uniform is. Bij benadering is dit juist, gezien de relatief hoge warmtegeleiding van staal. Zie ook de beschouwingen in het vorige hoofdstuk.

Onder de aanname van een uniforme temperatuurverdeling, kan de berekening van de brandwerendheid worden geschematiseerd als weergegeven in fig. 6.



De volgende stappen worden onderscheiden:

- stap 1: bepaal de kritieke staaltemperatuur (d.w.z. de temperatuur waarbij bezwijken optreedt; deze temperatuur hangt af van de verhouding tussen de aanwezige belasting en het draagvermogen bij kamertemperatuur van het beschouwde constructie-element en is het resultaat van de analyse van de mechanische response. Zie deel 3.
- stap 2: bepaal de temperatuurontwikkeling in het staalprofiel; dit is het resultaat van de analyse van de thermische response, zoals behandeld in dit deel van de syllabus.
- stap 3: bepaal de brandwerendheid van het staalement; dit is eenvoudigweg de combinatie van de stappen 1 en 2.

<sup>1</sup> Opgemerkt wordt dat voor staal geen tabelarische waarden worden gegeven.

In het navolgende wordt stap 2 nader toegelicht. Veronderstel hierbij een oneindig grote waarde voor de thermische geleiding van staal. Dit houdt in dat de staaltemperatuur gelijkmatig is verdeeld en dat betr. (1) reduceert tot (zie ook Annex B):

$$\frac{d\theta}{dt} = \frac{A_m/V}{\rho_a c_a} \cdot \dot{h}_{net,tot} \quad \dots (2)$$

met:

$\theta_a$	is	staaltemperatuur in °C (gelijkmatig verondersteld)
$t$	is	tijd in sec
$\rho_a$	is	dichtheid van staal in kg/m <sup>3</sup>
$c_a$	is	specifieke warmte van staal in J/kg
$\dot{h}_{net,tot}$	is	totale netto warmteflux naar het staalement in W/m <sup>2</sup>
$A_m$	is	aan brand blootgestelde oppervlak van het staalement in m <sup>2</sup> /m <sup>3</sup>
$V$	is	volume van het staalement in m <sup>3</sup> /m <sup>3</sup>

In het rechterlid van betr. (2) komen de volgende termen voor:

- de term “ $\dot{h}_{net,tot}$ ” representeert de thermische belasting en is afhankelijk van het toegepaste brandmodel (bijv. standaardbrand, koolwaterstofbrand, natuurlijke brand) en de brandisolatie (indien aanwezig) van het stalen constructie-element (zie ook deel 1)
- de term “ $\rho_a c_a$ ” representeert het effect van de thermische eigenschappen van het staal
- de term “ $A_m/V$ ” representeert het effect van de geometrie van het staalement en de wijze waarop het is blootgesteld aan de brand (alzijdige blootstelling, 3 zijdige blootstelling, etc.); het is gebruikelijk deze term aan te duiden als “profielfactor”.

Betr. (2) is basis van de rekenregels voor de ontwikkeling van de staaltemperatuur, zoals gespecificeerd voor het eenvoudige rekenmodel volgens het deel Brand van de Eurocode Staalconstructies [1] en kan slechts worden opgelost indien de rand- en beginvoorwaarden bekend zijn. Een gebruikelijke aanname m.b.t. de beginvoorwaarden is dat er, voorafgaand aan de brand, kamertemperaturomstandigheden gelden, d.w.z. 20 °C. De randvoorwaarden worden bepaald door de totale netto warmtestroom naar het staalement (d.w.z.: de thermische belasting). Deze warmtestroom wordt bepaald door straling en convectie. Voor enige basisuitdrukkingen wordt verwezen naar fig. 7. Zie ook deel 1.

➤ Warmtetransport door straling:  $\dot{h}_{net,r} = \Phi \cdot \epsilon_m \cdot \sigma \cdot [(\Theta_g + 273)^4 - (\Theta_m + 273)^4]$

➤ warmtetransport door convectie:  $\dot{h}_{net,c} = \alpha_c \cdot (\Theta_g - \Theta_m)$

met

$\Theta_{rad}$  is stralingstemperatuur [°C] ⇒  $\Theta_{rad} \rightarrow \Theta_g \rightarrow$  brandmodel

$\Theta_m$  is opp. temperatuur [°C] ⇒ thermische response

$\epsilon_m$  is emissie coëfficiënt [-] ⇒ staal: 0.7

$\alpha_c$  is coëfficiënt convectie ⇒ 25 - 50 W/m<sup>2</sup>K (afh. van brandmodel)

$\Phi$  is zichtfactor [-] ≤ 1.0 ⇒ veilig: 1.0

$\rho$  is Stephan Boltzmann constante = 5.67·10<sup>-8</sup> W/m<sup>2</sup>K<sup>4</sup>

Fig. 7: Warmteoverdracht aan de direct verhitte zijde

Het volgende wordt hierbij aangetekend:



De warmteoverdracht door straling volgt uit de stralingswet van Stephan Boltzmann. Volgens deze wet bepaalt de zgn. “stralingstemperatuur” van de brandomgeving de maximale warmtestraling naar het staalement [3]. Aangetoond kan worden dat – bij wijze van conservatieve schatting – de stralingstemperatuur gelijk kan worden gesteld aan de luchttemperatuur tijdens brand. Deze temperatuur volgt uit het in rekening gebrachte brandmodel. Zie deel 1. Dit is de basis van de uitdrukking voor de netto warmteoverdracht door straling, zoals gespecificeerd in EN 1993.1.2 [1]. In deze uitdrukking spelen de volgende fysische factoren een rol:

- constante van Stephan Boltzmann ( $\sigma = 5.67 \cdot 10^{-8} \text{ W/m}^2\text{K}^4$ ): dit is een fysische constante
- de emissiecoëfficiënt ( $\epsilon_m$ ) van het oppervlak van het constructie-element: deze hangt af van het materiaal dat aan het oppervlak is toegepast
- de zichtfactor ( $\Phi$ ): een geometrische factor  $\leq 1$ ; voor veel praktische gevallen (bijv. simulatie van standaardbrandproeven) kan deze factor gelijk aan 1 worden gesteld<sup>2</sup>.

Merk op dat de waarde van de oppervlaktetemperatuur ( $\Theta_m$ ) voor een zekere tijdstap volgt uit de temperatuur tijdens de voorgaande stap, door betr. (1) op te lossen.

Aangenomen mag worden dat de netto convectieve warmteoverdracht evenredig is met het temperatuurverschil ( $\Theta_g - \Theta_m$ ) en vastgelegd wordt door de convectieve warmteoverdrachtcoëfficiënt ( $\alpha_c$ ); deze coëfficiënt varieert in de praktijk tussen 25 (standaardbrand) en 50  $\text{W/m}^2\text{K}$  (koolwaterstofbrand)<sup>3</sup>. Zie ook [7].

De implicaties van de bovengenoemde rekenregels zullen in volgende paragrafen worden besproken voor achtereenvolgens onbeklede en beklede stalen constructiedelen.

### 3.2 Onbekleed staal

De rekenregels zoals gespecificeerd in de ENV versie van EC3.1.2 voor de temperatuurontwikkeling in onbeklede (d.w.z. onbeschermd) stalen profielen zijn gebaseerd op conventionele waarden voor de coëfficiënten voor warmteoverdracht voor zowel straling als convectie [8]. Deze waarden zijn zodanig gekozen dat een redelijke overstemming wordt bereikt met proefresultaten. Eén en ander leidt echter tot aannamen die – vanuit een fysisch standpunt bezien – weinig overtuigend zijn. Dit geldt met name voor de warmteoverdracht door straling: een waarde voor de resulterende emissiecoëfficiënt van niet meer dan 0.5 ( $= \epsilon_f, \epsilon_a$ )<sup>4</sup> is noodzakelijk om tot de gewenste overstemming met proefresultaten te geraken. Dit probleem is nog nijpender geworden door het invoeren van de zgn. “plaatthermometer” (ter vervanging van de gebruikelijke thermokoppels), als instrument voor de meting van de oventemperatuur tijdens de standaard brandwerendheidproef [1], [9].

Teneinde te komen tot meer realistische en consistente rekenregels voor de temperatuurontwikkeling in onbeklede staalementen en ook om in lijn te blijven met de toekomstige praktijk van de standaard beproeving op brandwerendheid, zijn in de EN versie van EC3.1.2 [1] meer realistische waarden voor de emissiecoëfficiënten gespecificeerd: voor de emissiecoëfficiënt van het staaloppervlak ( $\epsilon_a$ ): 0.7 (zijnde een lage, maar realistische waarde) en voor de brandomgeving ( $\epsilon_{fi}$ ): 1,0 (als direct gevolg van de introductie van de plaatthermometer voor de temperatuursturing tijdens de standaard brandwerendheidproef) [9].

<sup>2</sup> Voor een aan een lokale brand blootgestelde staalconstructie geldt:  $\Phi \leq 1$

<sup>3</sup> Voor natuurlijke brandomstandigheden mag worden aangehouden:  $\alpha_c = 35 \text{ W/m}^2\text{K}$ .

<sup>4</sup> De emissiecoëfficiënt van de brandomgeving wordt genoteerd als:  $\epsilon_{fi}$

Het verzwarend effect van deze aanpassingen op de berekende temperaturen wordt – min of meer – gecompenseerd door het zgn. “schaduw effect”, dat in de ENV regels niet expliciet wordt meegenomen. Uitgaande van alzijdige blootstelling (zoals in het geval van het eenvoudige rekenmodel), wordt het schaduw effect veroorzaakt door lokale afscherming van de warmtestraling, als gevolg van de vorm van het staalprofiel. Het speelt een rol bij profielen met een open (concave) vorm, zoals I-profielen; voor profielen met een gesloten vorm (convex), zoals buisprofielen, treedt het niet op (geen lokale afscherming).

De toename van de temperatuur  $\Delta\theta_{a,t}$  in een onbekleed staalement gedurende een tijdsinterval  $\Delta t$  kan nu bepaald worden uit:

$$\Delta\theta_{a,t} = k_{sh} \frac{A_m/V}{c_a \rho_a} \dot{h}_{net,d} \Delta t \quad \dots (3)$$

met:

$k_{sh}$  is correctiefactor voor het schaduw effect  
 $\dot{h}_{net,d}$  is de ontwerpwaarde voor de netto warmteflux per eenheid van oppervlakte berekend voor onbekleed staal, d.w.z. met  $\epsilon_a = 0.7$  and  $\epsilon_{fi} = 1.0$  [W/m<sup>2</sup>].

Nieuw in deze uitdrukking – vergeleken met de ENV versie van EC3.1.2 – is de correctiefactor  $k_{sh}$  voor het schaduw effect<sup>5</sup>. Aangetoond kan worden dat voor I-profielen, blootgesteld aan nominale brandomstandigheden, het schaduw effect voldoende nauwkeurig beschreven kan worden door [9]:

$$k_{sh} = 0.9 [A_m/V]_{box}/[A_m/V] \quad \dots (4^a)$$

met:

$[A_m/V]_{box}$  is contourwaarde van de profielfactor<sup>6</sup>

In alle andere gevallen geldt voor de waarde van  $k_{sh}$ :

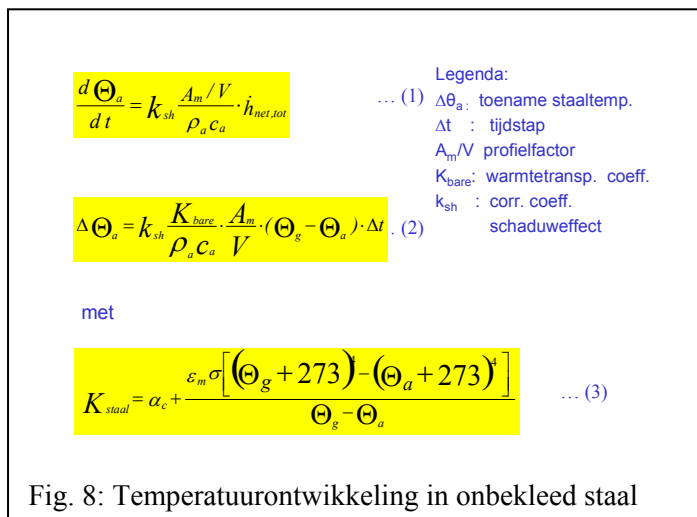
$$k_{sh} = [A_m/V]_{box}/[A_m/V] \quad \dots (4^b)$$

Uit de gegeven definities voor  $k_{sh}$  volgt dat voor buisprofielen het schaduw effect niet wordt geactiveerd omdat  $[A_m/V] = [A_m/V]_{box}$

Voor samenvatting van de basisvergelijkingen voor de temperatuurontwikkeling in onbeklede staalementen wordt verwezen naar fig. 8.

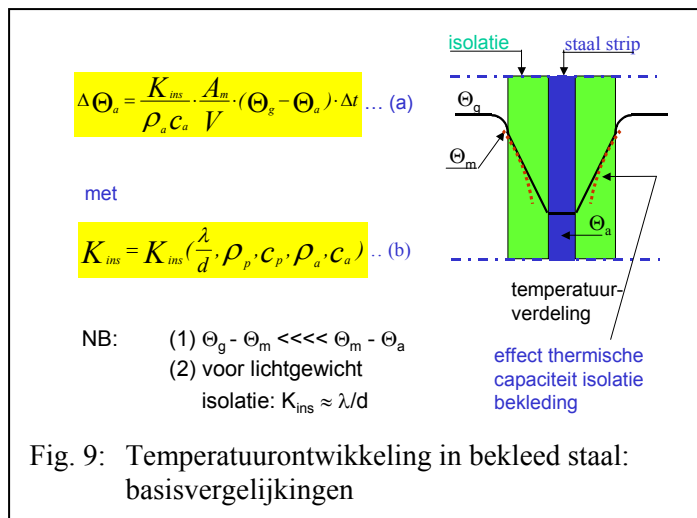
<sup>5</sup> In de correctiefactor wordt geen onderscheid gemaakt tussen de flux door straling en die door convectie. Duidelijk zal zijn dat de convectieve warmteoverdracht minder beïnvloed wordt door het schaduw effect dan de warmteoverdracht door straling; dit effect wordt verwaarloosd, omdat de warmte overdracht door convectie slechts van ondergeschikt belang is.

<sup>6</sup> De contourwaarde van profielfactor wordt gedefinieerd als de verhouding tussen het oppervlak van een denkbeeldige contour - waarlangs warmte wordt toegevoerd - die het staalement omvat en het staalvolume



### 3.3 Bekleed staal

De uitdrukking voor de berekening van de temperatuurontwikkeling in bekleed staal komt overeen met betr. (3). Echter, in dit geval moet ook het effect van de bekleding in rekening worden gebracht bij het bepalen van de netto warmteflux. In praktische situaties is het verloop van de temperatuur over de isolatie relatief groot. Bijgevolg ligt de temperatuur van het oppervlak van de bekleding dicht bij de omgevingstemperatuur. Dit betekent dat het effect van de warmteovergang naar de bekleding klein is en in het algemeen kan worden verwaarloosd. Het schaduweffect is daarmee van weinig betekenis en een correctiefactor  $k_{sh}$ , als bij onbekleed staal, hoeft niet te worden ingevoerd. Zie ook [1]. Het bovenstaande is in fig. 9 in beeld gebracht. In deze figuur zijn ook de basisbetrekkingen voor de thermische response van bekleed staal weergegeven. Evenals voor onbekleed staal, kan ook nu weer een globale warmteoverdrachtcoëfficiënt worden gedefinieerd (notatie:  $K_{ins}$ ). Het blijkt dat  $K_{ins}$  een functie is van de dikte van de isolatie ( $d_p$ ) en van de thermische eigenschappen van zowel het staal ( $\rho_a, c_a$ ) als van het bekledingsmateriaal ( $\lambda_p, \rho_p, c_p$ ). Zie ook [1], waarin de betrekkingen waarmee e.e.a. tot uitdrukking wordt gebracht zijn gespecificeerd. Indien de thermische capaciteit van de isolatie klein is vergeleken met de thermische capaciteit van het staal, mag  $K_{ins}$  worden benaderd door  $K_{ins} \approx \lambda_p/d$  omdat dan een lineair verloop van de temperatuur over de dikte van de isolatie mag worden aangehouden. Dit is ook in fig. 9 weergegeven. De profielfactor voor beklede staelementen wordt genoteerd als  $A_p/V$ . Zie ook onder 3.4.



### 3.4 Ontwerpparameters voor de temperatuurontwikkeling

#### 3.4.1 Algemeen

De temperatuurontwikkeling in een staalement hangt, voor gegeven brandomstandigheden, af van twee ontwerpparameters:

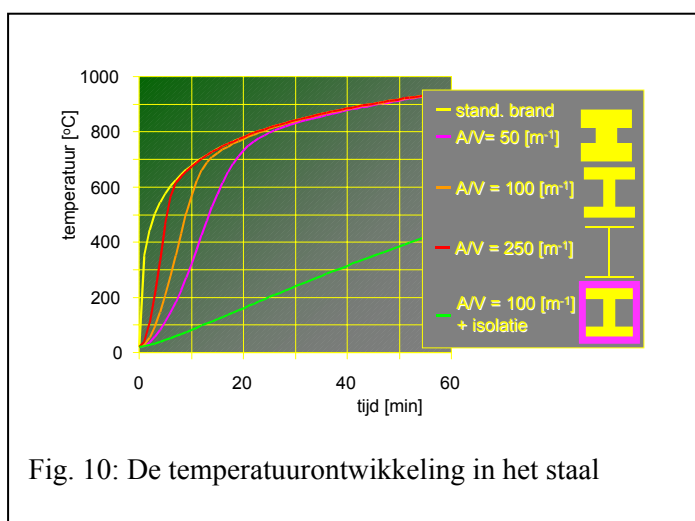
- de profielfactor  $A_m/V$ ,  $A_p/V$  (voor respectievelijk onbeklede en beklede staalprofielen)
- de isolatiekarakteristieken  $d_p$ ,  $\lambda_p$ ,  $\rho_p$ ,  $c_p$  (slechts voor beklede staalementen).

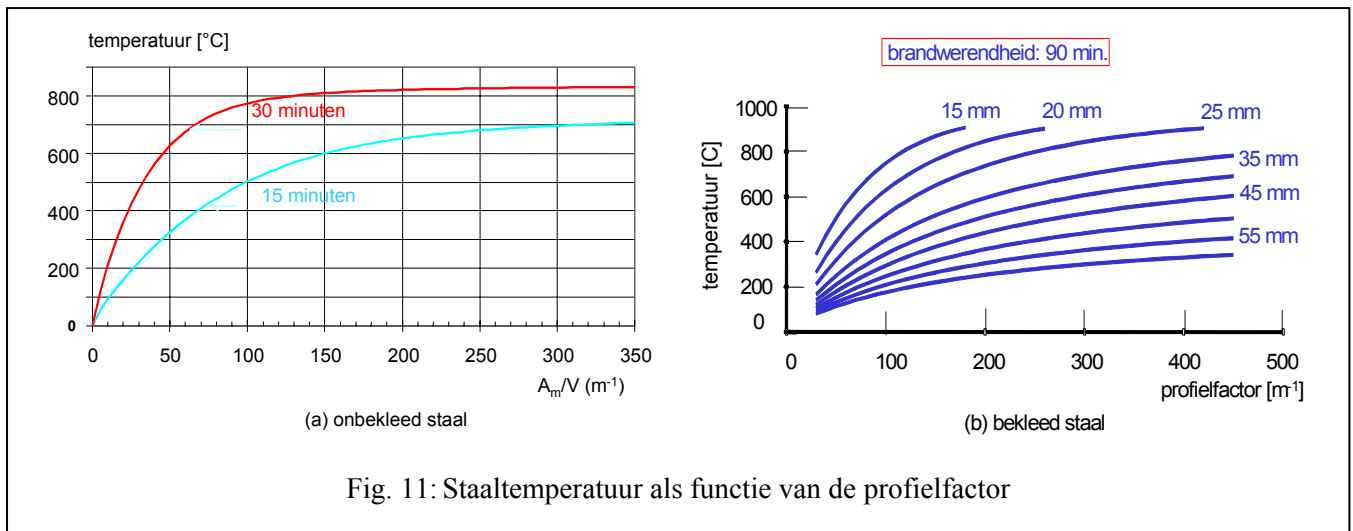
In de volgende paragrafen wordt elk van deze parameters kort besproken. De nadruk ligt hierbij op standaard brandomstandigheden, omdat deze in de praktijk het meest worden toegepast. De bespreking zal worden afgerond met een beschouwing over de mogelijke toepassing van het Natuurlijk Brandveiligheid Concept op onbekleed en bekleed staal. Zie par. 3.4.4.

#### 3.4.2 Het effect en de bepaling van de profielfactor

In fig. 10 is het effect van de profielfactor op de ontwikkeling van de temperatuur in onbeklede staalementen weergegeven voor standaard brandomstandigheden. Uitgegaan is van een praktische range van profielfactoren, d.w.z. tussen 50 en 400  $m^{-1}$ . Voor een profielfactor van 100  $m^{-1}$  is ook het mogelijk effect van brandisolatie in beeld gebracht.

Overeenkomstige informatie, echter op een meer algemene wijze gepresenteerd, is weergegeven in fig. 11<sup>a,b</sup>. Fig. 11<sup>a</sup> heeft betrekking op onbeklede staalementen; iedere kromme geldt voor blootstelling gedurende een zekere tijd aan de standaardbrand. Fig. 11<sup>b</sup> heeft betrekking op stalen elementen voorzien een (praktisch) isolatiesysteem en blootgesteld aan standaard brandomstandigheden gedurende 90 minuten; iedere kromme geldt voor een zekere bekledingsdikte. Uit deze figuren kan geconcludeerd worden dat de profielfactor een belangrijke invloed heeft op de ontwikkeling van de staaltemperatuur, met name voor lage waarden van de profielfactor en voor geringe dikten van de bekleding.

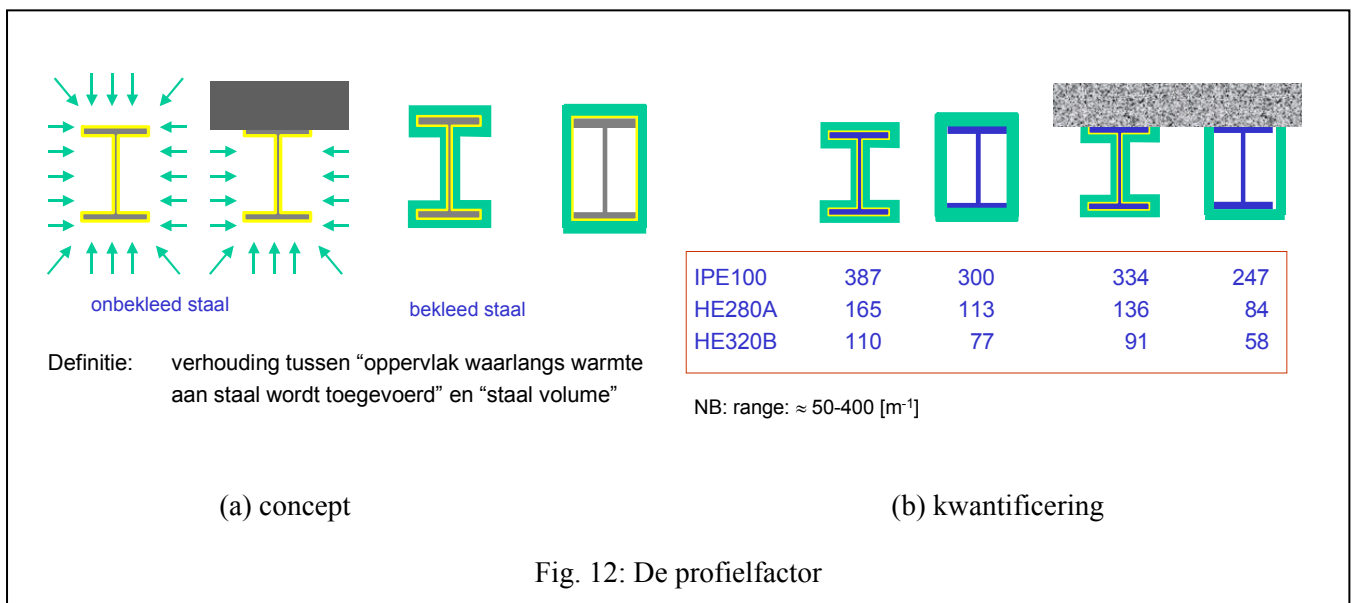




Zoals eerder werd opgemerkt wordt de profielfactor gedefinieerd als de verhouding tussen “het oppervlak waarlangs warmte aan het staal wordt toegevoerd” en het “staalvolume”. Daarnaast gelden de volgende (conventionele) regels:

- voor kokervormige bekleding wordt voor het staaloppervlak uitgegaan van het binnenoppervlak van de koker
- voor staalementen onder een (vlakke) betonplaat, wordt de warmteoverdracht van het staal naar het beton verwaarloosd.

Het concept van de profielfactor wordt in fig. 12 geïllustreerd. In deze figuur worden ook enige kwantitatieve voorbeelden gegeven. Zie [1] voor een meer volledig overzicht.



### 3.4.3 De karakteristieken van brandisolatie voor staalconstructies

In par. 3.4.1 zijn reeds de volgende karakteristieken voor de brandisolatie van staalconstructies genoemd:

- thermische geleiding ( $\lambda_p$ )
- specifieke warmte ( $c_p$ )
- dichtheid ( $\rho_p$ )
- dikte ( $d_p$ ).

De eerste drie karakteristieken betreffen in beginsel fysische eigenschappen. Men moet echter bedenken dat de feitelijke waarden ervan afhangen van effecten die tijdens de blootstelling aan brand in de bekleding kunnen optreden, zoals scheurvorming, onthechting, vochttransport. Dit geldt met name voor de warmtegeleiding. Bovendien geldt dat de warmtegeleiding van gebruikelijke isolatiematerialen toeneemt als functie van de temperatuur. Daarom mogen  $\lambda_p$ - waarden zoals vermeld in handboeken voor kamertemperatuurtoepassingen niet gebruikt worden in het brandveiligheidontwerp.

Ter bepaling van de  $\lambda_p$ - waarden is daarom een speciale, semi-experimentele methode ontwikkeld [10]. In deze methode wordt uitgegaan van twee verschillend typen proeven:

- (a) proeven op belaste en onbelaste liggers
- (b) proeven op onbelaste, korte kolommen.

ad. a: Doel van deze proeven is na te gaan of het isolatiesysteem tijdens blootstelling aan brandomstandigheden “hecht verbonden blijft aan de staalconstructie die het geacht wordt te beschermen”<sup>7</sup>, zoals nadrukkelijk gesteld in par. 3.4 van [1]. Daartoe worden twee paar liggers met overeenkomstige profielfactor in een oven blootgesteld aan de standaardbrand. De liggers van het ene paar worden voorzien van bekleding met de minimale dikte; voor het andere paar wordt uitgegaan van de maximale bekledingsdikte. Verschillen in de thermische response tussen de belaste en de onbelaste ligger van één paar worden geacht te zijn veroorzaakt door de verschillen in vervormingen van de liggers als gevolg van de belasting. Eventuele effecten van de vervormingen worden middels correctiefactoren in rekening gebracht.

ad. b: Doel van deze proeven is het vinden van  $\lambda_p$  – waarden die representatief zijn voor brandomstandigheden. Hiertoe wordt een serie van 10 onbelaste, korte stalen kolommen (gebruikelijke hoogte: 1 m), blootgesteld aan standaard brandomstandigheden.. Zowel de bekledingsdikte als de profielfactor worden systematisch gevarieerd. De gemeten staaltemperaturen worden, waar nodig, gecorrigeerd op basis van de liggerproeven. De resultaten worden bewerkt tot ontwerpgrafieken zoals weergegeven in fig. 11<sup>a</sup>, alhoewel presentatie in andere vorm ook voorkomt. Er zijn computerprogramma’s beschikbaar, waarmee de bovenbedoelde analyse snel en overzichtelijk kan worden uitgevoerd en waarmee de aldus verkregen informatie op gebruikersvriendelijke wijze in het brandveiligheidontwerp kan worden toegepast.

In fig. 13<sup>a,b</sup> zijn foto’s weergegeven van een belaste ligger juist vóór en juist na de brandproef. Gewezen wordt op de aanzienlijke vervormingen, waardoor “stickability” problemen kunnen ontstaan.

---

<sup>7</sup> Hiervoor wordt wel de Engelse term “stickability” gebruikt



(a) ligger voor brandproef



(b) ligger na brandproef

Fig. 13: Vervorming van de belaste ligger onder invloed van de inwerking van de brand

De hierboven besproken beproevings- en beoordelingmethode wordt gebruikt voor isolatiesystemen waarmee stalen elementen worden omhuld. Dergelijke systemen zijn in verschillende vormen op de markt:

- spuitlagen
- platen
- opschuimende verven.

Een alternatieve wijze van beschermen van staalconstructies tegen brand is het gebruik van “hitteschermen”. Dergelijke schermen kunnen zowel verticaal (ter bescherming van stalen stijlen in scheidingswanden) als horizontaal (als brandwerend plafond, ter bescherming van stalen vloer- of dakconstructies) worden toegepast. Europese normen zijn beschikbaar - gebaseerd op soortgelijke principes als hier boven besproken - om de bijdrage van deze schermen tot de brandwerendheid van staalconstructies te beoordelen [11], [12]. Bespreking van deze normen valt buiten het bestek van deze syllabus.

Uit de voorgaande discussie zal duidelijk zijn dat het gebruik van isolatiekarakteristieken, vastgesteld onder omstandigheden die representatief zijn voor wat verwacht kan worden gedurende brand, wordt aanbevolen. Soms kan het echter nuttig zijn om op snelle en eenvoudige wijze een indruk te krijgen van de temperatuurontwikkeling in een aan brand blootgestelde staalconstructie. Om deze reden zijn door de Europese Conventie voor Staalconstructiebedrijven (ECCS) zgn. “Euro-monogrammen” ontwikkeld [13]. Ter illustratie wordt verwezen naar Fig. 14. Voor een zekere geëiste brandwerendheid, kan de temperatuur van een onbekleed staalprofiel worden afgelezen als functie van de profielfactor  $A_m/V$ . Voor een geïsoleerd staalprofiel, wordt de volgende factor als invoerparameter gebruikt (zie ook Fig. 9):  $(\lambda_p/d_p) \cdot (A_p/V)$ .

Opgemerkt wordt dat de Euro-monogrammen zijn bepaald op basis van de ENV versie van EC3.1.2. Ook om deze reden dient terughoudendheid te worden betracht bij het gebruik ervan.

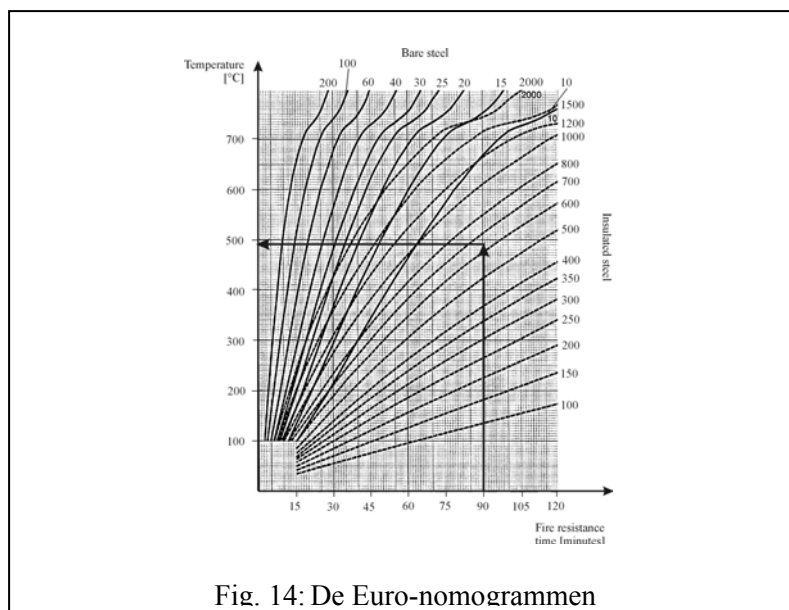


Fig. 14: De Euro-nomogrammen

#### 3.4.4 De toepassing van niet-standaard brandomstandigheden

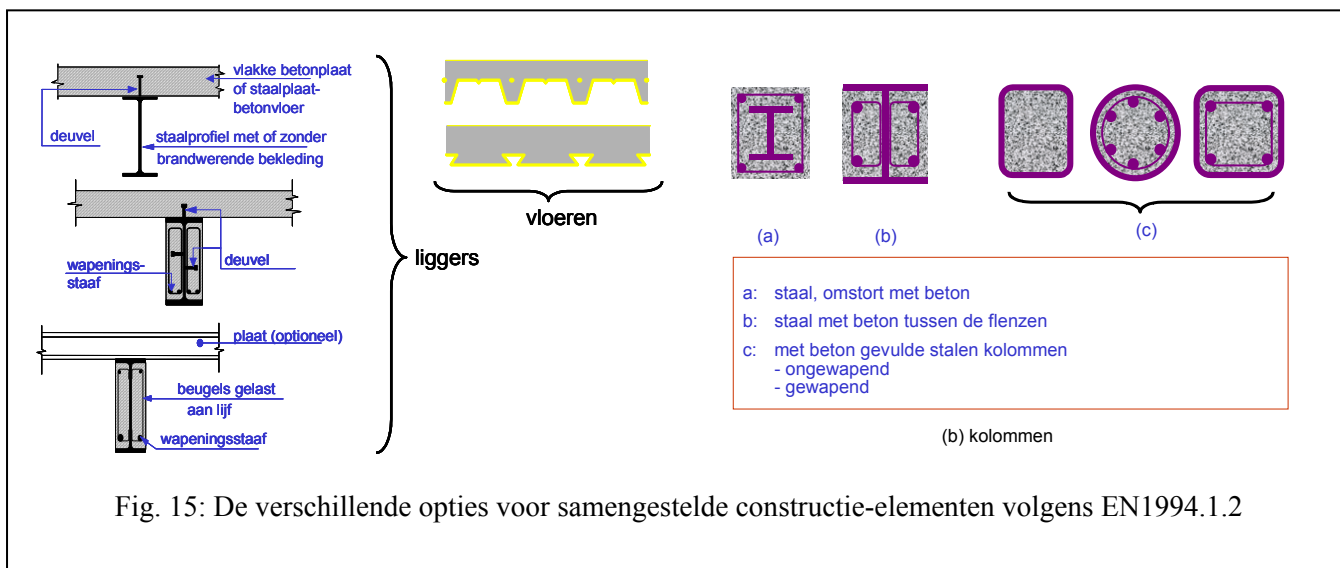
In deel 1 van deze syllabus ligt de nadruk op de toepassing van het zgn. Natuurlijk Brandveiligheid Concept. Zo'n benadering kan zondermeer worden toegepast op onbekleed staal, omdat de thermische (en mechanische) eigenschappen van staal ook gelden voor niet-standaard brandomstandigheden. Dit spreekt niet vanzelf voor de relevante thermische karakteristieken van isolatiesystemen, gebruikt om staalconstructies tegen brand te beschermen. Zoals hiervoor is uiteengezet, worden dergelijke karakteristieken bepaald onder standaard brandomstandigheden. Strikt genomen gelden de karakteristieken dus slechts onder deze omstandigheden. Er is geen systematische informatie beschikbaar over de wijze waarop de eigenschappen worden beïnvloed indien de brandomstandigheden belangrijk afwijken van de standaard omstandigheden. Bij het gebruik van het Natuurlijk Brandveiligheid Concept voor beklede staalconstructies dient daarom enige voorzichtigheid te worden betracht. Aan de andere kant dient men te bedenken dat in de huidige ontwerppraktijk, onder standaard omstandigheden bepaalde thermische karakteristieken worden toegepast. Het feit dat de standaard brand belangrijk kan afwijken van een "echte" brand, leidt daarbij niet tot problemen. Dit pleit ervoor om de onder standaard brandomstandigheden afgeleide karakteristieken, ook toe te passen bij een natuurlijke brandbenadering.



#### 4. REKENREGELS VOOR SAMENGESTELDE CONSTRUCTIE-ELEMENTEN

##### 4.1 Scope

EN 1994.1.2 heeft betrekking op verschillende typen samengestelde constructie-elementen. Voor een overzicht wordt verwezen naar fig. 15.



Afhankelijk van hun aard, kunnen samengestelde constructie-elementen een dragende en een scheidende functie hebben. Daarom kunnen in principe alle criteria voor de brandwerendheid relevant zijn:

- draagvermogen
- isolatie
- vlamdichtheid<sup>8</sup>.

Beton is een integraal onderdeel van de doorsnede van een samengesteld constructie-element. Daarom is de aanname van een uniforme temperatuurverdeling over de doorsnede (als bij het eenvoudige rekenmodel voor staal) voor samengestelde constructies niet realistisch. Dit compliceert in belangrijke mate de rekenprocedure. Om deze reden biedt EN 1994.1.2 niet slechts de mogelijkheid voor eenvoudige en geavanceerd rekenmodellen (als voor staal), maar geeft ook brandwerendheden in tabelvorm, zgn. “tabel-informatie” [2].

In deze syllabus zal niet worden ingegaan op rol van de thermische response bij het tot stand brengen van de “tabel-informatie”. Reden is dat – althans voor de brandwerendheid m.b.t. bezwijken - niet gerefereerd wordt aan de aannamen betreffende de thermische response, terwijl de getalwaarden zelf voornamelijk gebaseerd zijn op de uitkomsten van standaard brandproeven. Waar het de “tabel-informatie” voor de brandwerendheid m.b.t. scheidende functie betreft: voor liggers onder een betonvloer wordt gebruik gemaakt van algemeen geaccepteerde regels voor (vlakke) betonplaten; voor geprofileerde staalplaat-betonvloeren worden geen “tabel-informatie” gegeven.

<sup>8</sup> Ter toetsing van het criterium m.b.t. vlamdichtheid, bestaan er (nog) geen rekenmodellen; op dit criterium wordt daarom in deze syllabus niet nader ingegaan. Voor aanwijzingen om aan dit criterium te voldoen, wordt verwezen naar [2].

Eenvoudige rekenmodellen voor de thermische response zijn vaak – maar niet altijd – gebaseerd op het geavanceerde warmtetransportmodel zoals besproken in hoofdstuk 1. In beginsel worden daarbij drie opties gebruikt:

- het eenvoudige rekenmodel is gebaseerd op semi-empirische regels, uitgaande van conventionele onderstellingen; deze benadering wordt bijvoorbeeld toegepast op samengestelde kolommen met beton tussen de flenzen (zie fig. 15<sup>b</sup>)
- de resultaten van systematische berekeningen op basis van het geavanceerde model worden gebruikt in een parameterstudie, met het doel te komen tot eenvoudige regels; deze benadering wordt gevolgd voor staalplaat-betonvloeren (zie fig. 15<sup>a</sup>)
- het geavanceerde model als zodanig wordt gebruikt in het eenvoudige model (dat in feite dan niet meer zo eenvoudig is) en de vereenvoudigingen hebben betrekking op de mechanische response; deze benadering wordt toegepast voor met beton gevulde stalen kolommen (zie fig. 15<sup>b</sup>).

Voor een overzicht van de verschillende opties die in EN 1994.1.2 beschikbaar zijn m.b.t. “tabel-informatie” en eenvoudige thermische response modellen wordt verwezen naar Annex C.

De basis voor de geavanceerd thermische response modellen is (zoals het hoort!) betr. (1) voor het warmtetransport. Zie hoofdstuk 2. Voor praktische toepassingen wordt verwezen naar de figuren 3, 4 en 5. De procedures die nodig zijn om deze betrekking op te lossen zijn vergelijkbaar met die, noodzakelijk voor staal en beton, indien gebruik wordt gemaakt van geavanceerde modellen voor de thermische response.

In de volgende paragrafen worden voorbeelden van de bovengenoemde principes behandeld:

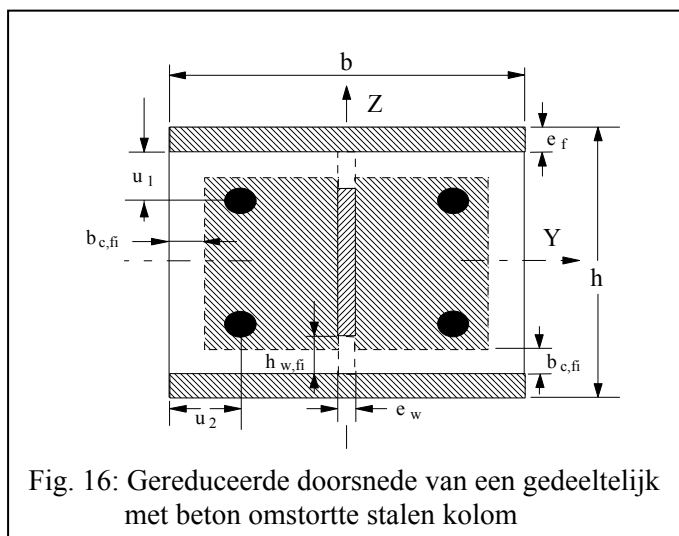
- rekenregels voor de thermische response van stalen kolommen die gedeeltelijk zijn omstort met beton (d.w.z. stalen kolommen met beton tussen de flenzen)
- eenvoudige rekenregels voor het toetsen van het criterium van de thermisch isolatie voor geprofileerde staal-betonplaten
- eenvoudige rekenregels voor de bepaling van de temperatuur in de positieve (brand) wapening van staalplaat-betonvloeren.
- het gebruik van geavanceerde thermische response modellen in het “eenvoudige” rekenmodel voor de brandwerendheid van met beton gevulde stalen kolommen.

#### *4.2 Eenvoudige rekenregels voor de thermische response van stalen kolommen, gedeeltelijk omstort met beton*

Om de thermische response van gedeeltelijk met beton omstortte stalen kolommen in rekening te brengen, wordt de doorsnede verdeeld in vier delen:

- de flenzen van het staalprofiel
- het lijf van het staalprofiel
- de betondoorsnede tussen de flenzen van het staalprofiel
- de wapeningsstaven.

De bijdrage tot de brandwerendheid van ieder deel wordt geëvalueerd op basis van gereduceerde sterkte en stijfheid, afhankelijk van de gemiddelde temperatuur van het beschouwde deel. Voor het beton en voor het lijf van het staalprofiel wordt bovendien uitgegaan van een gereduceerde dwarsdoorsnede. Zie fig. 16.



De eenvoudige rekenregels gelden slechts voor standaard brandomstandigheden en voor alzijdig verhitting.

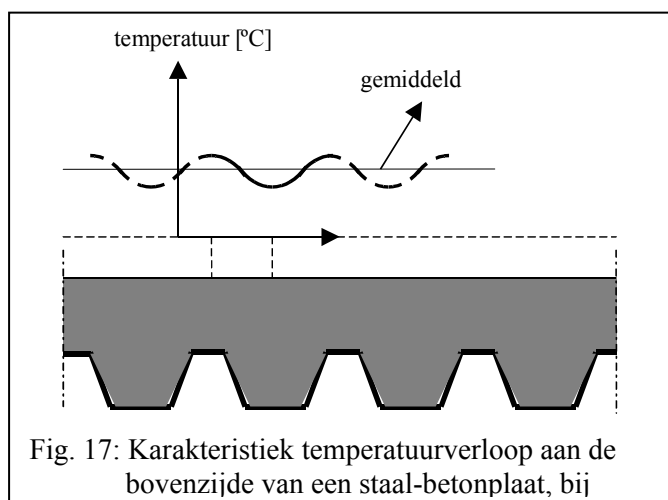
De gemiddelde temperatuur en de reductie van de doorsneden hangen af van de expositieduur (t.w.: 30, 60, 90 en 120 minuten) en van de geometrie van de doorsnede. De geometrie wordt gekarakteriseerd door de profielfactor, waarvoor (in dit geval) wordt aangehouden (zie ook fig. 16):

$$A_m / V = \frac{2(b+h)}{b \cdot h} \quad \dots (5)$$

De noodzakelijke relaties hebben een semi-empirisch karakter en zijn afgeleid uit standaard brandwerendheidproeven. Voor een samenvattend overzicht wordt verwezen naar [2]. Achtergronden worden gegeven in [20].

#### 4.3 Rekenregels voor de toetsing van het criterium m.b.t. de thermische isolatie van staalplaat-betonvloeren

In eenvoudige rekenmodellen wordt uitgegaan van hetzelfde isolatiecriterium als bij standaard brandwerendheidproeven, d.w.z.: de gemiddelde temperatuurstijging aan de niet-direct aan brand blootgestelde zijde van de constructie mag niet meer bedragen dan 140 °C en niet meer dan 180 °C in enig punt. In geval van staalplaat-betonvloeren zal de temperatuur aan de niet-direct blootgestelde zijde van de plaat (d.w.z.: aan de bovenzijde), variëren als functie van de plaats. Zie fig. 17.



In het eenvoudige rekenmodel voor de toetsing van het isolatiecriterium, wordt dit effect in rekening gebracht. Daartoe zijn systematische berekeningen uitgevoerd, uitgaande van staalplaten zoals die thans beschikbaar zijn op de Europese markt (trapeziumtype en zwaluwstaarttype). Voor een overzicht, zie tabel 1.

Tabel 1: Thermische berekeningen met beschikbare staalplaat-betonvloeren

Type staalplaat	Hoogte staalplaat $h_1$ [mm]	Betonsoort
zwaluwstaart (6x)	50, 60, 70, 80,	grindbeton en lichtgewicht volgens Eurocode 4.1.2
trapezium (49x)	90, 100, 110, 120	

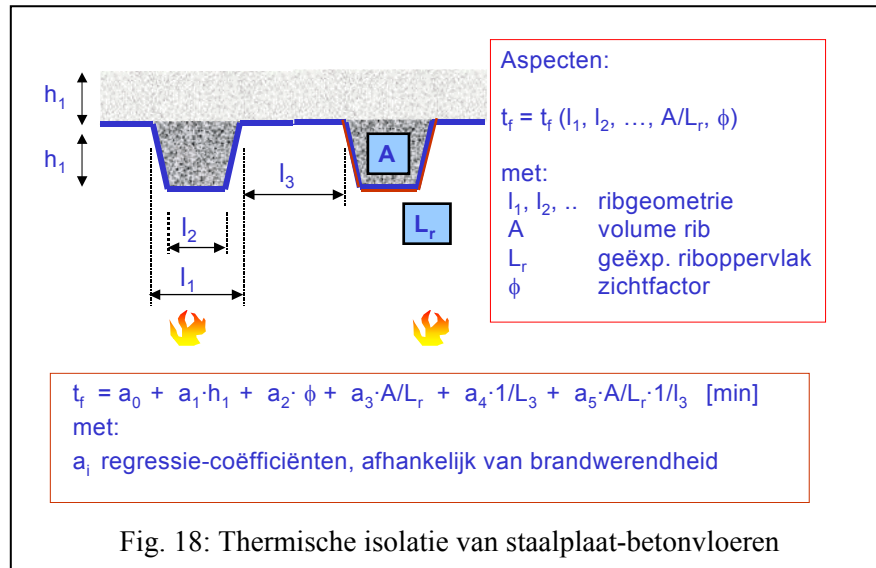
De berekeningen zijn gebaseerd op betr. (1) en zijn uitgevoerd voor zowel grindbeton en lichtgewicht beton. Daarbij is het volgende verondersteld:

- standaard brandomstandigheden aan de onderzijde van de plaat
- bij het vaststellen van de warmteoverdracht-condities aan de direct aan het vuur blootgestelde zijde (t.w.: door straling en convectie), is rekening gehouden met de geprofileerde vorm van de platen en met het effect van de zinklaag op de staalplaat [15];
- de thermische geleiding ( $\lambda_c$ ) en de thermische capaciteit ( $\rho_c c_c$ ) van het beton zijn in overeenstemming met de EC 4.1.2 (ENV versie)-aannamen
- het vochtgehalte bedraagt 4% voor grindbeton en 5% voor lichtgewicht beton (per droog gewicht).

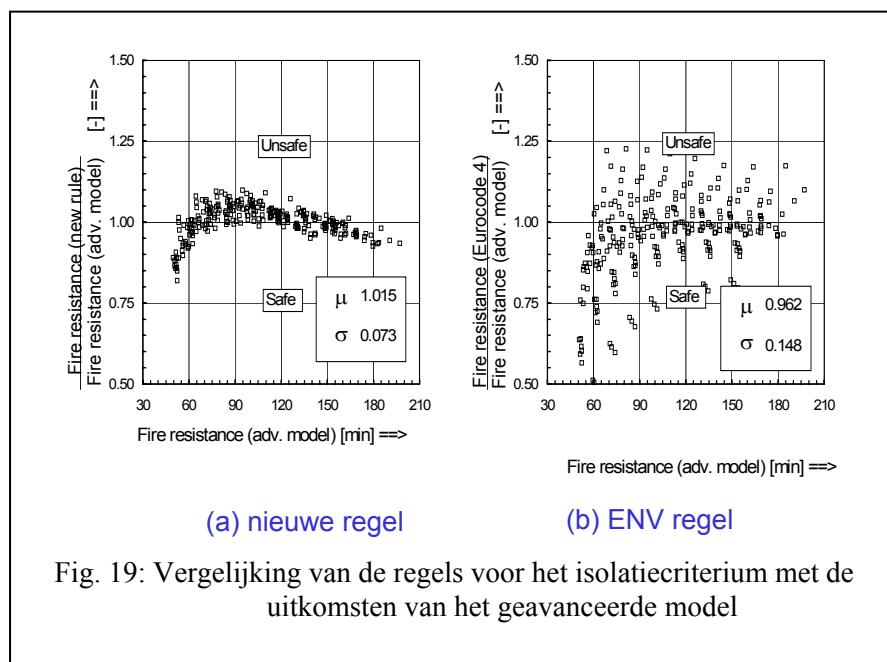
Voor ieder van de beschouwde gevallen (zie tabel 1), is de tijd ( $= t_f$ ) uitgerekend waarvoor het isolatiecriterium wordt bereikt. De resultaten zijn geanalyseerd met behulp van lineaire regressie, waarbij is uitgegaan van de volgende parameters:

- rib geometrie-factor ( $A/L_r$ )
- zichtfactor voor de bovenflens van de staalplaat ( $\Phi$ )
- hoogte van de betonplaat ( $h_1$ )
- breedte van de bovenflens ( $l_3$ ).

De regressieconstanten zijn bepaald met behulp van eenvoudige lineaire regressietechnieken, zoals die in standaard spreadsheet programma's beschikbaar zijn. De uitkomst van de berekeningen is samengevat in fig. 18. Voor een meer gedetailleerde beschrijving wordt verwezen naar annex D, die ontleend is aan [2]. Voor achtergronden, zie [15].



De resulterende uitdrukking voor de brandwerendheid m.b.t. het criterium van thermische isolatie is opgenomen in EN 1994.1.2 en vervangt de betreffende uitdrukking uit de ENV versie. In fig. 19<sup>a</sup> is een vergelijking gemaakt tussen de uitkomsten op grond van het eenvoudige rekenregels en die van het geavanceerde model. Ter oriëntatie is fig. 19<sup>b</sup> een soortgelijke vergelijking gemaakt, echter nu uitgaande van de ENV versie van EC 4.1.2. Conclusie is dat toepassing van de nieuwe regels resulteert in een meer nauwkeurige beoordeling van de brandwerendheid m.b.t. thermische isolatie.



Voor een overzicht van de gevonden regressiecoëfficiënten wordt verwezen naar tabel 2.

Tabel 2: Coëfficiënten voor de bepaling van de brandwerendheid m.b.t. thermische isolatie voor staalplaat-betonvloeren

	$a_0$ [min]	$a_1$ [min/mm]	$a_2$ [min]	$a_3$ [min/mm]	$a_4$ [mm min]	$a_5$ [min]
Grind beton	-28,8	1,55	-12,6	0,33	-735	48,0
Lichtgewicht beton	-79,2	2,18	-2,44	0,56	-542	52,3

#### 4.4 Rekenregels voor de temperatuur van de positieve wapening van staalplaat-betonvloeren

Informatie m.b.t. de temperatuurverdeling over de dwarsdoorsnede van een staalplaat-betonvloer is nodig om de (plastische) momentcapaciteit te kunnen berekenen. Onderscheid wordt gemaakt tussen de positieve momentcapaciteit (vaak halverwege de overspanning) en de negatieve momentcapaciteit (voor zover relevant, ter plaatse van de steunpunten). In deze paragraaf ligt de nadruk op de temperatuur van de positieve (brand of aanvullende) wapening, die wel wordt toegepast om de positieve momentcapaciteit te verbeteren.

De temperatuur in de aanvullende wapening, die veelal wordt geplaatst in de hartlijn van de ribben, heeft een belangrijke effect op de positieve momentcapaciteit tijdens brand<sup>9</sup>. Deze temperatuur wordt in sterke mate beïnvloed door de thermische belasting.

Op overeenkomstige wijze als beschreven in 4.3 voor het isolatiecriterium, zijn regressieformules ontwikkeld, waarmee de temperatuur in de brandwapening ( $\theta_r$ ) wordt gegeven als functie van de volgende parameters:

- afstand tot de onderflens ( $u_3$ )
- positie van de brandwapening in de rib ( $z$ ), overeenkomstig annex E
- de stand van het lijf van de staalplaat ( $\alpha$ ).

Gebaseerd op systematische berekeningen, wordt de volgende betrekking gevonden:

$$\theta_r = c_0 + c_1 \cdot \frac{u_3}{h_2} + c_2 \cdot z + c_3 \cdot \frac{A}{L} + c_4 \cdot \alpha + c_5 \cdot \frac{1}{l_3} \quad \dots (6)$$

De procedure is samengevat in fig. 20. Voor een meer gedetailleerde beschrijving wordt verwezen naar annex E. Voor achtergronden, zie [15].

<sup>9</sup> De temperaturen aan de bovenzijde van de dwarsdoorsnede (drukzone!) zijn laag. Daarom is het gebruikelijk om in de berekening van de positieve momentcapaciteit uit te gaan kamertemperatuurwaarden voor sterkte van het beton.

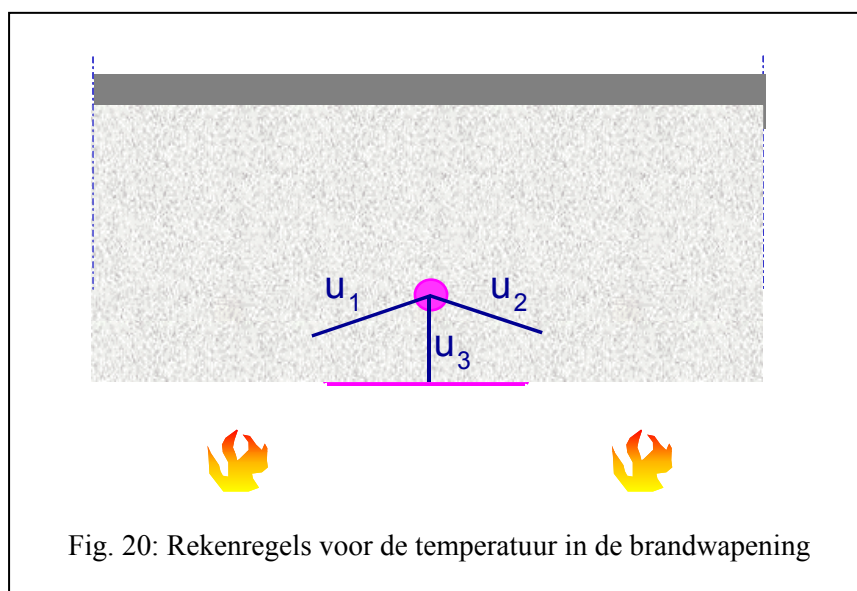


Fig. 20: Rekenregels voor de temperatuur in de brandwapening

De regressieconstanten hangen af van expositieduur (standaard brandomstandigheden!) en zijn – zowel voor grindbeton als voor lichtgewicht beton – gegeven in tabel 3. In fig. 21<sup>a</sup> is een vergelijking gemaakt tussen de uitkomsten van het eenvoudige rekenmodel en die volgens het geavanceerde model. Ter oriëntatie is in fig. 21<sup>b</sup> een soortgelijke vergelijking weergegeven, echter gebaseerd op de regels gespecificeerd in de ENV versie van EC4.1.2 [16]. Conclusie is dat toepassing van de nieuwe regels resulteren in een meer nauwkeurige beoordeling van de temperatuur in de brandwapening.

Tabel 3: Coëfficiënten voor de bepaling van de temperatuur in de brandwapening van staalplaat-betenvloeren

Type beton	Brandwerendheid [min]	$c_0$ [°C]	$c_1$ [°C]	$c_2$ [°C/mm <sup>0.5</sup> ]	$c_3$ [°C/mm]	$c_4$ [°C/°]	$c_5$ [°Cmm]
Grindbeton	60	1191	-250	-240	-5.01	1.04	-925
	90	1342	-256	-235	-5.30	1.39	-1267
	120	1387	-238	-227	-4.79	1.68	-1326
Lichtgewicht beton	30	809	-135	-243	-0.70	0.48	-315
	60	1336	-242	-292	-6.11	1.63	-900
	90	1381	-240	-269	-5.46	2.24	-918
	120	1397	-230	-253	-4.44	2.47	-906

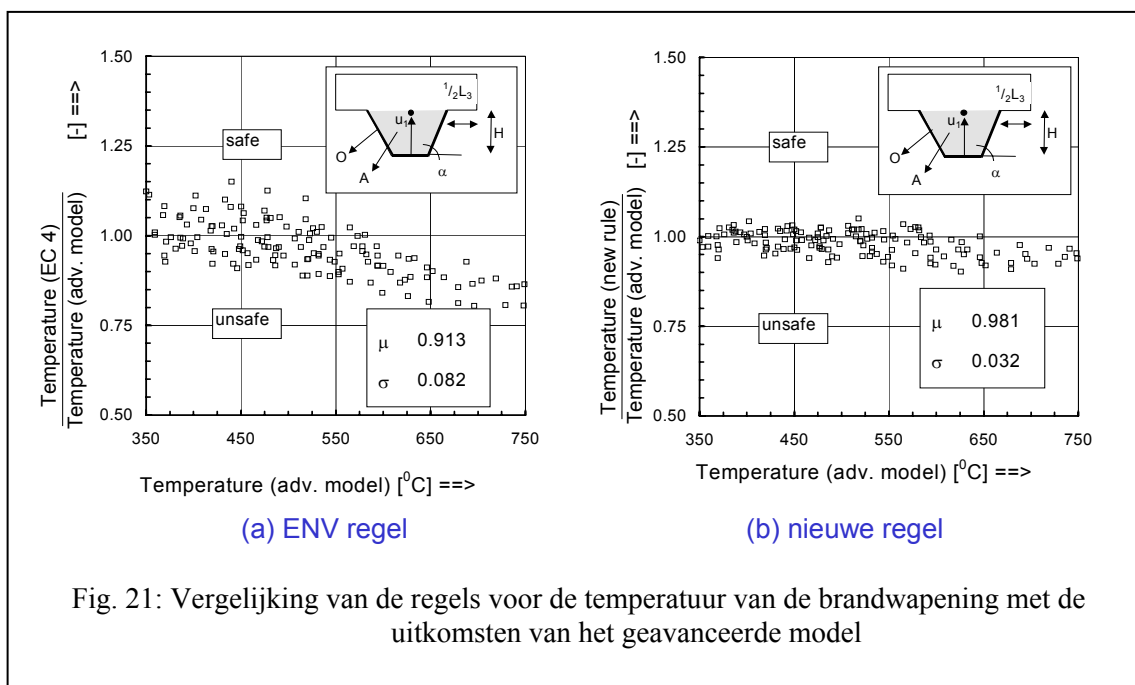


Fig. 21: Vergelijking van de regels voor de temperatuur van de brandwapening met de uitkomsten van het geavanceerde model

De hier besproken benadering is toegepast in EN 1994.1.2. Opgemerkt wordt in dit verband dat ook de staalplaat een belangrijke bijdrage kan leveren tot de positieve momentcapaciteit. Daarom worden in EN 1994.1.2 ook eenvoudige rekenregels gegeven voor de temperatuurontwikkeling in de verschillende delen van de staalplaat. De aard van deze regels komt overeen met die van de hier beschreven regels voor de temperatuur van de brandwapening.

#### 4.5 *Het thermische response model toegepast voor de berekening van de brandwerendheid van met beton gevulde staalkolommen*

De eenvoudige rekenregels voor met beton gevulde staalkolommen zijn – voor zover het de thermische response betreft – gebaseerd op het geavanceerde rekenmodel volgens betr. (1), terwijl de vereenvoudigingen betrekking hebben op het mechanische response model. Daarnaast is de thermische response gebaseerd op standaard brandomstandigheden, in combinatie met de warmteoverdracht-condities gespecificeerd in [7]. De belangrijkste thermische parameters zijn<sup>10</sup>:

- de (standaard) brandduur
- de geometrie van de dwarsdoorsnede van de staal-betokolom.

Een dergelijke benadering houdt in dat er geen eenvoudige analytische rekenregels zijn voor de brandwerendheid van met beton gevulde staalkolommen. Daarom zou een groot aantal grafieken of tabellen nodig zijn om de gebruiker te voorzien van direct toepasbare

<sup>10</sup> Relevante mechanische response parameters zijn: staal kwaliteit, beton kwaliteit, wapeningspercentage



ontwerpinformatie. Zie bijvoorbeeld de CIDECT Ontwerphandleiding voor de Brandwerendheid van met Beton gevulde Staalkolommen, waarin zulke informatie – gebaseerd op de ENV versie van EN 1994.1.2 - wordt gepresenteerd (met meer dan 40 ontwerpgrafieken) [17]. Ter illustratie wordt verwezen naar fig. 22<sup>a</sup>.

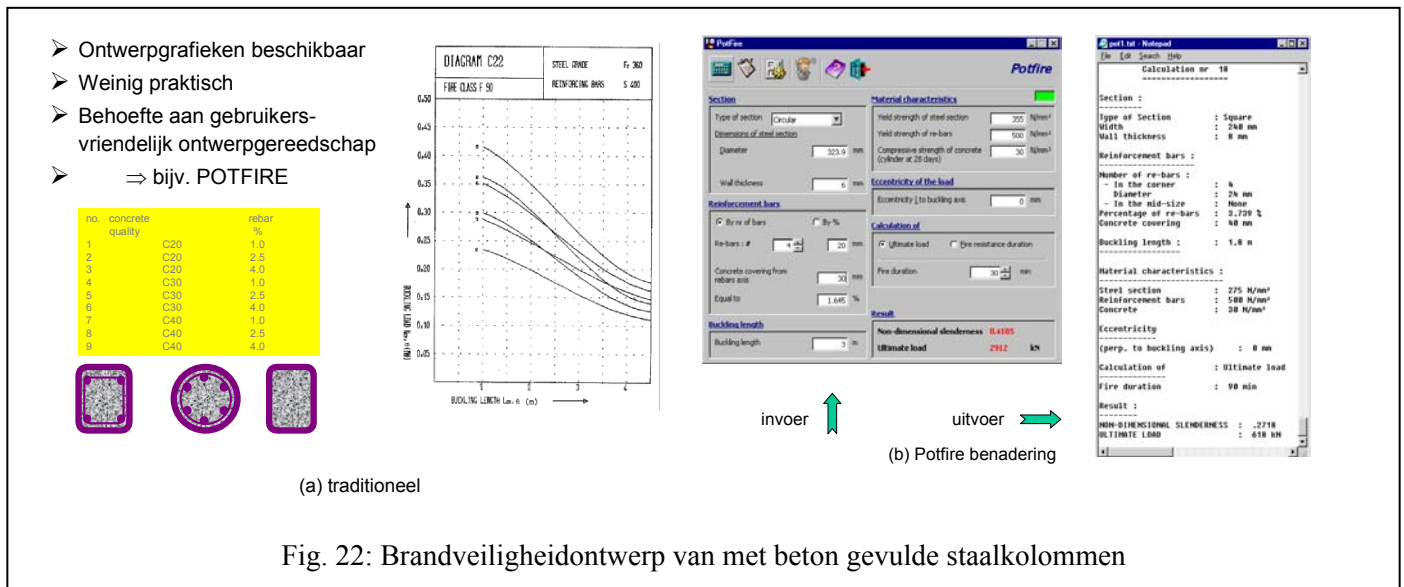


Fig. 22: Brandveiligheidsontwerp van met beton gevulde staalkolommen

Daarom is een “special purpose”, gebruikersvriendelijk computerprogramma ontwikkeld voor de bepaling van de brandwerendheid van met beton gevulde staalkolommen onder standaard brandomstandigheden: POTFIRE [18]. Dit programma is geheel in overstemming met de Eurocode-aannamen. In fig. 22<sup>b</sup> zijn de in- en uitvoerschermen weergegeven. De berekeningsresultaten zijn uitvoerig getoetst aan de hand van uitkomsten van (standaard) brandwerendheid-proeven [19]. Bij wijze van illustratie wordt verwezen naar fig. 23, waarin de resultaten van temperatuurmetingen in verschillende punten van een doorsnede van een met beton gevulde staalkolom, blootgesteld aan standaard brandomstandigheden, vergeleken zijn met uitkomst van POTFIRE berekeningen [19]. De overeenstemming is bevredigend.

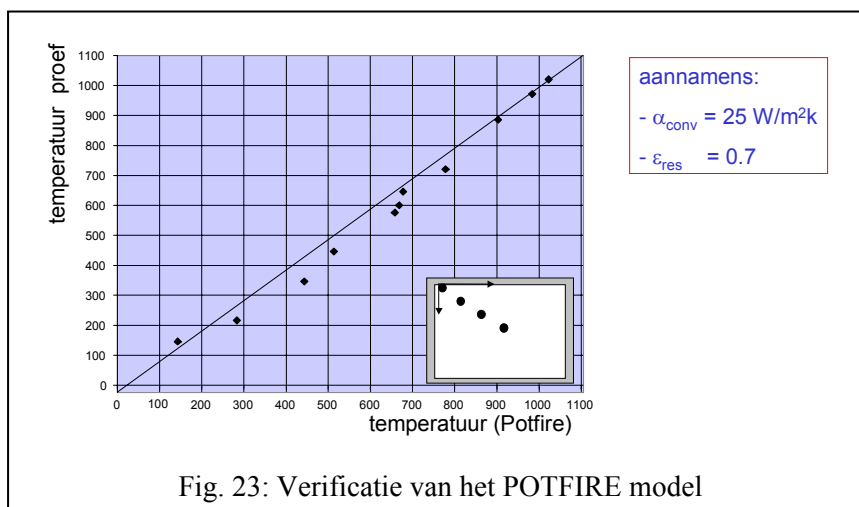


Fig. 23: Verificatie van het POTFIRE model

Het is belangrijk dat men zich realiseert dat zelfs voor niet zo “eenvoudige” modellen als POTFIRE geldt dat er sprake is van een beperkt toepassingsgebied. Zie tabel 4. Uit fig. 23 blijkt dat dit niet zo zeer het gevolg is van onzekerheden in het thermisch response model dan wel van onzekerheden in het mechanisch response model.

Tabel 4: Toepassingsgebied voor POTFIRE

ondergrens	parameter	bovengrens
0	kniklengte	13.5 m
230 mm	hoogte dwarsdoorsnede	1100 mm
230 mm	breedte dwarsdoorsnede	500 mm
0 %	wapeningspercentage	6%
0 min	brandwerendheid	120 min

#### 4.6 Evaluatie

De berekening van de thermische response van samengestelde staal-betonelementen is – vergeleken met die van onbeklede en beklede staalementen – meer gecompliceerd. Dit als gevolg van het feit dat de temperatuurverdeling in dergelijke elementen sterk ongelijkmatig is. Om aan deze complicatie tegemoet te komen, biedt EN 1994.1.2 de volgende opties:

- ontwerp-informatie in tabelvorm (zgn. “tabel-informatie”)
- eenvoudige rekenmodellen.

Daarnaast is het natuurlijk altijd mogelijk om gebruik te maken van geavanceerde modellen.

“Tabel-informatie” is gebaseerd op ervaring, verkregen op basis van standaard brandwerendheidproeven.

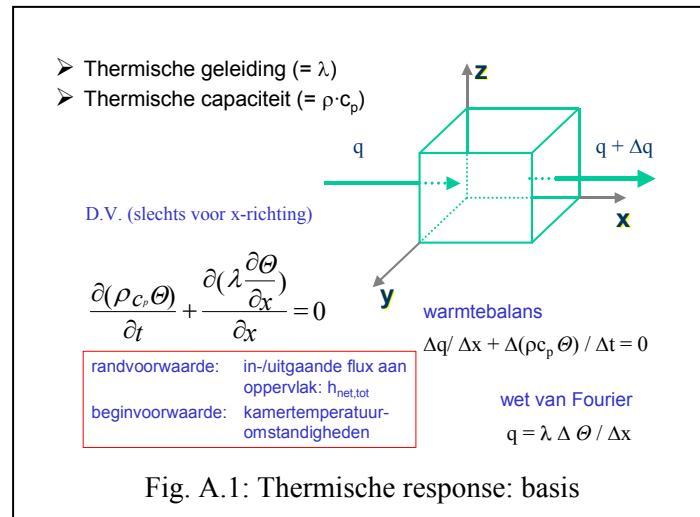
De eenvoudige rekenregels hebben sterk verschillende achtergronden: soms zijn ze gebaseerd op directe interpretatie van de resultaten standaard brandproeven, rekening houdend met globale, fysische uitgangspunten. Een voorbeeld van een dergelijke benadering is de opzet van de regels voor de brandwerendheid van stalen kolommen met beton tussen de flenzen. In andere toepassingen volgen de eenvoudige rekenregels uit een generalisatie op basis van systematische berekeningen, uitgaande van meer geavanceerde berekeningen. Bijvoorbeeld: de regels voor de thermische response van staalplaat-betonvloeren. Ook komt het voor dat geavanceerde modellen als zodanig worden gebruikt, maar beperkt de operationele toepassing zich tot standaard brandomstandigheden. Deze situatie doet zich voor bij de berekening van de thermische response van met beton gevulde staalkolommen m.b.v. POTFIRE. Een algemeen kenmerk van de eenvoudige modellen ter bepaling van de thermische response van staal-betonelementen is dat het gebruik ervan – praktisch gesproken – beperkt is tot standaard brandomstandigheden.

Het Natuurlijk Brandveiligheid Concept is toepasbaar voor de thermische response van samengestelde staal-betonconstructies, maar vereist de inzet van geavanceerde modellen. Een veelheid van hulpmiddelen (d.w.z.: computerprogramma’s) is hiervoor tegenwoordig beschikbaar. Zie deel 4 van deze syllabus.

## LITERATUUR

- [1] EN 1993.1.2: “Eurocode 3: Design of Steel Structures, part 1.2: General Rules - Structural fire design”. CEN TC 250, 2004 (te publiceren in 2004).
- [2] EN 1994.1.2: “Eurocode 4: Design of Composite Steel and Concrete Structures, part 1.2: General Rules - Fire Design”. CEN TC 250, 2004 (te publiceren in 2004).
- [3] Welty, J.R., Wicks, C.E. and Wilson, R.E.: “Fundamentals of Momentum, Heat and Mass Transfer”. John Wiley & Sons, New York, 1976.
- [4] Twilt, L. et al: “Design tools for the behaviour of multi-storey steel-framed buildings exposed to natural fires”. Report EUR 20953 EN, European Commission, Science Research and Development, 2004.
- [5] Both, C., Stark, J.W.B. and Twilt, L.: “Numerical simulation of thermal and structural response of composite steel/concrete structures to fire”. Proceedings 4<sup>th</sup> Pacific Structural Steel Conference, pp 171-178, Singapore, 1995
- [6] Both, C.: “3D analysis of fire exposed composite slabs”. Proceedings 3<sup>rd</sup> CIB/W14 Workshop on Modelling, Delft, 1993.
- [7] EN 1991.1.2: “Eurocode 1: Actions on Structures, part 1.2: General Actions – Actions on structures exposed to fire”. CEN TC 250, 2002.
- [8] ENV 1993.1.2: “Eurocode 3: Design of Steel Structures, part 1.2: General Rules – Structural fire design”. CEN TC 250, 1995.
- [9] Twilt, L., Leur, P.H.E. v.d., and Both, C.: “Characteristics of the heat transfer for calculating the temperature development in structural steelwork exposed to standard fire conditions under plate thermocouple control”. Proceedings of the first international workshop “Structures in Fire”, Copenhagen, June 19 and 20, 2001.
- [10] ENV13381-4: “Test method for determining the contribution to the fire resistance of structural members Part 4: Applied protection to steel members”. CEN TC 127, 2002.
- [11] prENV13381-1: “Test method for determining the contribution to the fire resistance of structural members Part 1: Horizontal protective membranes”. CEN TC 127, (in voorbereiding).
- [12] ENV13381-2: “Test method for determining the contribution to the fire resistance of structural members Part 1: Vertical protective membranes”. CEN TC 127, 2002.
- [13] ECCS TC3: Euronorms for fire exposed steelwork, 1986.
- [14] EN 1363-1: Fire resistance tests – Part 1: General requirements”, CEN TC 127, 1999.
- [15] Both, C.: “The Fire Resistance of Composites Steel-Concrete Slabs”, Dissertation TU Delft, 1998.
- [16] ENV 1994.1.2: “Eurocode 4: Design of Composite Steel and Concrete Structures, part 1.2: General Rules – Structural fire design”. CEN TC 250, 1995.
- [17] Twilt, L. et al: “Design Guide for Structural Hollow Section Columns Exposed to Fire”. CIDECT, Verlag TUV Rheinland, 1994.
- [18] POTFIRE Manual, version 1-1, CTICM, Paris, 2000.
- [19] Twilt, L., Both, C, Kruppa, J., Zoa, B.: “Fire Design of Unprotected Concrete Filled SHS Columns: The further development and extension of application of user friendly PC software”. Proceedings of the ISTS conference, Düsseldorf, April 2001.
- [20] REAFO/CAFIR: “Computer assisted analysis of the fire resistance of steel and composite concrete structures”. CEC Research 7210-SA/502, Final Report, Luxembourg, March 1986.

ANNEX A: DE DIFFERENTIAALVERGELIJKING VAN FOURIER



Beschouw de warmtestroom  $q$  [ $W/m^2$ ] naar volume-element met  $\rho$  [ $kg/m^3$ ],  $c_p$  [ $J/kg$ ],  $\lambda$  [ $W/mK$ ] en dimensies  $\Delta x$ ,  $\Delta y$ ,  $\Delta z$  [ $m$ ].  $\Theta$  is de temperatuur [ $^{\circ}C$ ];  $t$  is de tijd [ $s$ ].

Warmtebalans: (er wordt geen warmte geproduceerd in het volume-element!)

$$\Delta q \cdot \Delta y \cdot \Delta z + \Delta(\rho \cdot c_p \cdot \Theta) \cdot \Delta x \cdot \Delta y \cdot \Delta z = 0$$

$$\rightarrow \Delta q / \Delta x + \Delta(\rho \cdot c_p \cdot \Theta) / \Delta t = 0$$

Fourier's wet: (alleen x-richting)

$$q = \lambda \Delta \Theta / \Delta x$$

Dus:

$$\Delta(\lambda \Delta \Theta / \Delta x) / \Delta x + \Delta(\rho \cdot c_p \cdot \Theta) / \Delta t = 0$$

Voor  $\Delta \rightarrow 0$ , resulteert bovenstaande differentiaalvergelijking (zie Fig. A.1), die eenvoudig is uit te breiden voor de y- and z-richtingen. Deze vergelijking kan (numeriek) worden opgelost, bij bekende randvoorwaarden ( $\rightarrow$  thermische belasting) en de beginvoorwaarden ( $\rightarrow$  kamertemperatuur).

ANNEX B: THERMISCHE RESPONSE VAN STALEN CONSTRUCTIE-ELEMENTEN, BIJ EEN GELIJKMATIGE TEMPERATUURVERDELING

$$\frac{\partial(\rho_c \Theta)}{\partial t} + \frac{\partial(\lambda \frac{\partial \theta}{\partial x})}{\partial x} = 0$$

rand- & beginvoorwaarden

$$\frac{d\Theta_a}{dt} = \frac{\dot{h}_{tot} A_m}{\rho_a c_a V}$$

met  
 $A_m$  is aan brand blootgesteld staal oppervlak [m<sup>2</sup>/m]  
 $V$  is volume staalement [m<sup>3</sup>/m]

NB: aanname: gelijkmatige temperatuurverdeling

Fig. B.1: Thermische response van staal profielen  
(uniforme temperatuurverdeling ondersteld)

Veronderstel een uniforme temperatuurverdeling over de doorsnede. ( $\lambda \rightarrow \infty$ ). Dus:  $\partial \theta / \partial x \rightarrow 0$ ,  $\partial \theta / \partial y \rightarrow 0$ ,  $\partial \theta / \partial z \rightarrow 0$ .

Veronderstel staalblok (volume  $V$ ; aan verhitting blootgesteld oppervlak:  $A_m$ ), alzijdige verhitting. De netto warmtestroom naar het staalblok gedurende een tijdinterval  $dt$  volgt uit:

$$\left( \int_A \dot{h}_{tot} dt \right) \cdot dt = \dot{h}_{tot} A dt \quad \text{in [J]} \quad \dots \text{(B.1)}$$

De toename van de warmte-inhoud van het staalblok over het tijdinterval  $dt$  volgt uit (uniforme temperatuurverdeling!):

$$\rho_a c_a V d\Theta_a \quad \text{in [J]} \quad \dots \text{(B.2)}$$

De warmtebalans vereist dat de toename van de warmte-inhoud van het staalblok gelijk is aan de netto warmtestroom naar het blok. Uit betr. (B.1) en (B.2), na enige herschikking:

$$\frac{d\Theta_a}{dt} = \frac{A_m / V}{\rho_a c_a} \cdot \dot{h}_{net,tot} \quad \dots \text{(B.3)}$$

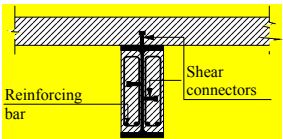
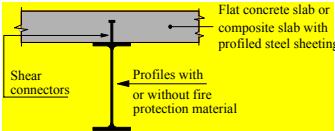
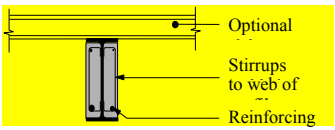
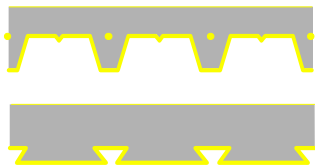
met:

$A_m/V$  is profielfactor van het staalprofiel [m<sup>-1</sup>]  
 $c_a \rho_a$  is warmtecapaciteit van het staal [J/m<sup>3</sup>C]



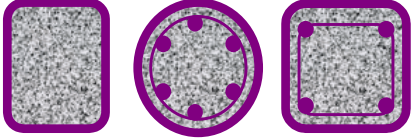
Deze gewone differentiaalvergelijking kan (numeriek) worden opgelost indien de begin- en randvoorwaarden bekend zijn.

ANNEX C: “TABEL-INFORMATIE” EN EENVOUDIGE REKENMODELLEN  
VOLGENS EN 1994.1.2

Tabel C1: Overzicht “tabel-informatie” & thermische response analyse in eenvoudige modellen  
(horizontale constructie-elementen)

type element	“tabel-informatie” beschikbaar	thermische response analyse toegepast in eenvoudig model
 <p>Reinforcing bar</p> <p>Shear connectors</p>	ja	nee
 <p>Flat concrete slab or composite slab with profiled steel sheeting</p> <p>Shear connectors</p> <p>Profiles with or without fire protection material</p>	nee	semi-empirische benadering
 <p>Optional</p> <p>Stirrups to web of Reinforcing</p>	nee	semi-empirische benadering
	nee	Generalisering van de uitkomsten van geavanceerd model

Tabel C2: Overzicht “tabel-informatie” & thermische response analyse in eenvoudige modellen (verticale elementen)

type element	tabulated data beschikbaar	thermische response analyse gebruikt in eenvoudig model
	ja	geen eenvoudig model
	ja	semi-empirische benadering
	ja	directe toepassing geavanceerd thermisch model

ANNEX D: EUROCODE REGELS VOOR DE BRANDWERENDHEID M.B.T. DE THERMISCHE ISOLATIE VAN STAALPLAAT-BETONVLOEREN

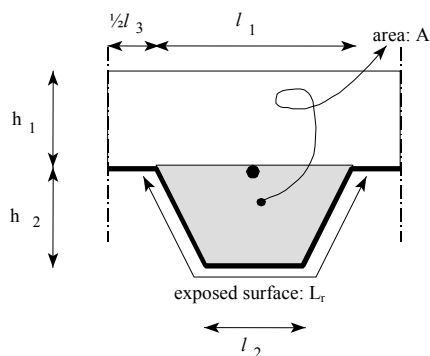
(1) De maatgevende brandwerendheid m.b.t. zowel de gemiddelde temperatuurstijging (= 140 °C) als m.b.t. de maximale temperatuurstijging (= 180 °C) - criterium "I" - volgt uit de betrekking:

$$t_f = a_0 + a_1 \cdot h_1 + a_2 \cdot \Phi + a_3 \cdot \frac{A}{L_r} + a_4 \cdot \frac{1}{l_3} + a_5 \cdot \frac{A}{L_r} \cdot \frac{1}{l_3} \quad \dots (D.1)$$

met:

- $t_f$  de brandwerendheid m.b.t. thermische isolatie in min
- $A$  betonvolume van de rib per m' rib lengte in mm<sup>3</sup>/m
- $L_r$  aan brand blootgesteld oppervlakte van de rib per m' rib lengte in mm<sup>2</sup>/m
- $A/L_r$  de rib-geometrie factor in mm]
- $\Phi$  de zichtfactor van de bovenflens van de staalplaat
- $l_3$  de breedte van de bovenflens van de staalplaat (zie Fig. D.1.) in mm.

De factoren  $a_i$  zijn, voor verschillende waarden van de betonhoogte  $h_1$ , en voor zowel grindbeton en lichtgewicht beton weergegeven in tabel 1 van de hoofdstekst. Voor tussengelegen waarden mag lineair worden geïnterpoleerd.



$$\frac{A}{L_r} = \frac{h_2 \left( \frac{l_1 + l_2}{2} \right)}{l_2 + 2 \sqrt{h_2^2 + \left( \frac{l_1 - l_2}{2} \right)^2}} \quad \dots (D.2)$$

Fig. D.1 : Definitie van de rib-geometrie factor  $A/L_r$  voor ribben van staalplaat-betonvloeren

(2) De zichtfactor  $\Phi$  van de bovenflens volgt uit:

$$\Phi = \left( \sqrt{h_2^2 + \left( l_3 + \frac{l_1 - l_2}{2} \right)^2} - \sqrt{h_2^2 + \left( \frac{l_1 - l_2}{2} \right)^2} \right) / l_3 \quad [-] \quad \dots (D.3)$$



ANNEX E: EUROCODE REGELS VOOR DE TEMPERAATUUR IN DE  
BRANDWAPENING VAN STAALPLAAT-BETONVLOEREN

(1) Bepaal de temperatuur in de brandwapening als volgt (zie ook fig. E.1):

$$\theta_R = c_0 + c_1 \cdot \frac{u_3}{h_2} + c_2 \cdot z + c_3 \cdot \frac{A}{L_r} + c_4 \cdot \alpha + c_5 \cdot \frac{1}{l_3} \quad \dots \quad (E.1)$$

met:

- $\theta_R$  de temperatuur van de brandwapening in °C
- $u_3$  afstand tot de onderflens van de staalplaat in mm
- $z$  parameter voor de positie van de brandwapening in de rib in  $\text{mm}^{-0.5}$
- $\alpha$  helling van het lijf van de staalplaat in graden.

De factoren  $c_i$  zijn, voor verschillende waarden van standaard brandduur en zowel voor grindbeton en lichtgewicht beton, weergegeven in tabel 3 van de hoofdtekst. Voor tussengelegen waarden mag lineair worden geïnterpoleerd.

(2) Bepaal de waarde van de z-factor als volgt (zie ook fig. E.1):

$$\frac{1}{Z} = \frac{1}{\sqrt{u_1}} + \frac{1}{\sqrt{u_2}} + \frac{1}{\sqrt{u_3}} \quad \dots \quad (E.2)$$

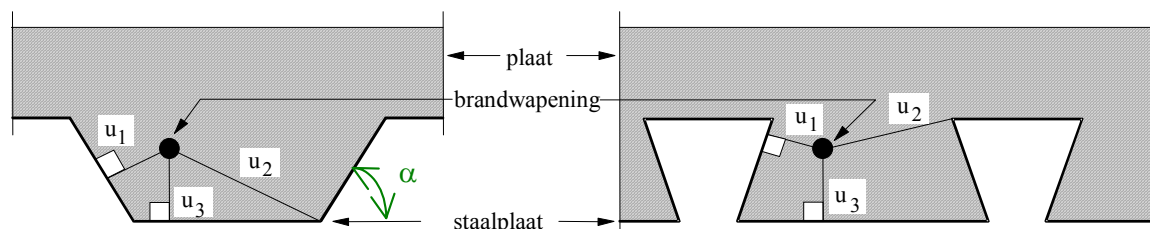


Fig. E.1: Positie van de brandwapening

(3) De afstanden  $u_1$ ,  $u_2$  en  $u_3$  worden uitgedrukt in mm en zijn als volgt gedefinieerd:

- $u_1$ ,  $u_2$ : de kortste afstand van het zwaartepunt van de wapeningsstaaf tot enig punt van de lijven van de staalplaat
- $u_3$ : de afstand van het zwaartepunt van de wapeningsstaaf tot de onderflens van de staalplaat.