



LUND UNIVERSITY

Beräkning av bidraget till brandmotståndet från skivmaterial och träpaneler

Fredlund, Bertil

1989

[Link to publication](#)

Citation for published version (APA):

Fredlund, B. (1989). *Beräkning av bidraget till brandmotståndet från skivmaterial och träpaneler*. (LUTVDG/TVBB--3046--SE; Vol. 3046). Department of Fire Safety Engineering and Systems Safety, Lund University.

Total number of authors:

1

General rights

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

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

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

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

Take down policy

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

LUND UNIVERSITY

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

LUND UNIVERSITY • SWEDEN
INSTITUTE OF SCIENCE AND TECHNOLOGY
DEPARTMENT OF FIRE SAFETY ENGINEERING
CODEN: SE - LUTVDG/TVBB - 3046
ISSN 0284 - 933X

BERTIL FREDLUND

BERÄKNING AV BIDRAGET TILL BRAND -
MOTSTÅNDET FRÅN SKIVMATERIAL
OCH TRÄPANELER

LUND 1989

INNEHÅLLSFÖRTECKNING		SID
	FÖRORD	3
1	INLEDNING	4
2	BESKRIVNING AV BERÄKNINGSMODELL	6
2.1	Analys av värmetransport	6
2.2	Analys av masstransport	9
2.3	Initial- och randvillkor för energibalans- och mass- balansekvationerna	13
2.4	Lösningsteknik	13
3	MATERIALEGENSKAPER	14
3.1	Konduktivitet	14
3.2	Specifik värmekapacitet	15
3.3	Pyrolyshastighet och reaktionsvärme	17
3.4	Reaktioner vid kolytan mellan fast fas och brandrums- gaser	17
3.5	Permeabilitet	18
3.6	Dynamisk viskositet	19
4	REDOVISNING AV NUMERISKA RESULTAT	20
4.1	Beräkningsfall nr 1	21
4.2	Beräkningsfall nr 2	23
4.3	Beräkningsfall nr 3	25
4.4	Beräkningsfall nr 4	27
4.5	Beräkningsfall nr 5	29
4.6	Beräkningsfall nr 6	31
4.7	Beräkningsfall nr 7	33
4.8	Beräkningsfall nr 8	35
4.9	Beräkningsfall nr 9	37
4.10	Beräkningsfall nr 10	39
4.11	Kommentarer till beräkningsresultaten	41

5	JÄMFÖRELSE AV BERÄKNADE OCH UPPMÄTTA BRANDMOTSTÅND	44
5.1	Experimentellt bestämda brandmotstånd	44
5.2	Beräknade brandmotstånd	45
5.3	Sammanställning av beräknade och uppmätta brandmotstånd	46
6	SAMMANFATTNING	48
7	ABSTRACT	50
8	REFERENSER	52

FÖRORD

Föreliggande arbete har tillkommit på uppdrag av Brandforsk. Rapporten syftar till att illustrera möjligheterna att genom beräkningar bedöma bidraget till brandmotståndet för skivmaterial och träpaneler. Arbetets uppläggning har skett i samråd med Brandforsks styrgrupp "Träkonstruktioner och Brand".

I styrgruppen har följande personer ingått:

Vidar Sjödin, ordf	ROCKWOOL AB
Birgit Östman, sekr	TräteknikCentrum
Bengt Bengtsson	Svenska Träskivor AB
Hans Ohlsson	Statens Planverk
Ulf Wickström	Statens Provningsanstalt
Kai Ödeen	KTH

Beräkningarna har utförts med det av författaren utvecklade endimensionella datorprogrammet WOOD1 [1]. Arbetet omfattar totalt 10 beräkningsfall. Dessa beräkningsfall har i samtliga fall utom två valts så att beräknade bidrag till brandmotståndet kan jämföras med utförda experiment. I de två övriga fallen studeras inverkan av varierande öppningsfaktor i brandcellstyp A.

Arbetet har bedrivits som ett uppdrag till författarens företag Bedec Engineering med anslag från BRANDFORSK inom ramen för specialprogrammet "Träkonstruktioner och brand". Specialprogrammet är ett samarbete mellan BRANDFORSK, BFR, STU och TräteknikCentrum.

Renskrivning av manuskriptet har utförts av Ann Bruhn, Brandteknik och för publicering av rapporten svarar institutionen för Brandteknik.

Lund i mars 1989

Bertil Fredlund

1 INLEDNING

Brandmotståndet hos byggnadsdelar och konstruktioner bestäms traditionellt genom försök enligt den internationellt accepterade provningsmetoden, ISO 834 eller dess svenska motsvarighet SIS 02 48 20. Provingen innebär fullskaletester där t ex väggar med dimensionerna 3 x 3 m placeras med ena sidan i en stor ugn. Temperaturen i ugnen höjs därefter enligt ett förlopp som anges i provningsmetoden. Då även bärande byggnadsdelar provas förses konstruktionen med yttre pålagd last.

Byggnadsdelens brandmotstånd definieras som tiden tills något av följande funktionskrav inte längre uppfylls

- Isoleringskravet, dvs temperaturen på den oexponerade sidan får inte öka med mer än 140°C i genomsnitt eller 180°C för enstaka punkt
- Täthet eller integritet, dvs byggnadsdelen får inte släppa igenom eldslågor eller heta gaser
- Bärförmåga för avsedd last. Kravet utgår för icke bärande byggnadsdelar.

I den följande teoretiska behandlingen är det första funktionskravet med maximal 140°C temperaturökning på den oexponerade sidan som definierar brandmotståndet för de studerade skivmaterialen och träpanelerna.

Eftersom fullskaleprovningar av byggnadsdelar är dyrt har det utvecklats provningsugnar i förminskad skala [2]. Dessa fungerar i allmänhet tillfredsställande för provning av icke bärande byggnadsdelar.

Det är naturligtvis önskvärt att brandmotståndet för byggnadsdelar kan bedömas genom teoretiska överväganden. Här finns förslag på metoder av sk additionsprincip, dvs där enskilda komponenters brandmotstånd summeras till ett totalt brandmotstånd för konstruktionen. Metoden baseras i detta fall på provning av de enskilda komponenterna.

Syftet med denna undersökning är att demonstrera möjligheten att med helt teoretiska metoder, baserat på modellen enligt [1], beräkna brandmotståndet för

träbaserade skivmaterial och träpaneler. En vidareutveckling av det tvådimensionella beräkningsprogrammet WOOD2 kommer även att möjliggöra beräkning av brandmotstånd för mer komplicerade konstruktioner. Dock är det möjligt att med det endimensionella programmet studera hela väggkonstruktioner med isoleringsmaterial om vi begränsar studien till väggsektioner där inga regler ingår.

De i denna rapport beräknade brandmotstånden jämförs med provningar redovisade i [2] och [3].

2 BESKRIVNING AV BERÄKNINGSMODELL

Nedan ges en kortfattad beskrivning av den i [1] utvecklade beräkningsmodellen. Beskrivningen baseras på tvådimensionell värme och masstransport.

2.1 Analys av värmetransport

Energitransport antas ske som värmeledning och konvektiv transport när pyrolyserprodukter och vattenånga förflyttas i porsystemet. Ett grundläggande antagande är att för en godtycklig punkt och tid existerar lokal termodynamisk jämvikt i materialet, dvs den fasta fasen och gasfasen har samma temperatur kring den studerade punkten. Vi försummar även bidragen från arbete p g a av tryck.

Det ursprungliga fuktiga trämaterial antas uppdelat i fyra faser: aktivt trämaterial som ger pyrolysgaser, en träkolsfas som kan oxideras vid materialytan, vatten i vätskefas samt vattenånga.

Energiinnehållet per volymsenhet antas vara lika med summan av energiinnehållet i de olika faserna. Vid beräkning av temperaturökningen i materialet kan den termiska trögheten för gasfasen försummas.

Energi som frigörs internt i materialet beräknas som hastigheten för pyrolysen gånger reaktionsenergin respektive förångningshastigheten gånger förångningsvärmnet, beaktande av tecknet på fasomvandlingsenergin (förångning respektive kondensation). I detta sammanhang måste även skillnaden i energiinnehåll (entalpi) mellan reagerande fas och reaktionsprodukten beaktas.

Pyrolysen antas följa en medelreaktion som beskrivs med en Arrheniusfunktion. Förångningen styrs av ett samband som kan ställas upp om porsystemet antas fyllt med mättad vattenånga så länge det finns en vatten i vätskefas kvar. Oxidationen av kolytan antas följa en Arrheniusfunktion. De termiska egenskaperna för trämaterial antas beräknas som viktade medelvärden baserade på koncentrationen av kvarvarande materialfaser under aktuell tidpunkt.

Randvillkoren består av ett energiutbyte med omgivningen. Energiutbytet vid randen uppdelas i strålning och konvektion. Den konvektiva energitransporten påverkas av de utströmmande gaserna vid randen.

Den grundläggande differentialekvationen för värmetransport i två dimensioner kan sammanfattas enligt

$$\frac{\partial}{\partial x}(\lambda_x \frac{\partial T}{\partial x}) + \frac{\partial}{\partial y}(\lambda_y \frac{\partial T}{\partial y}) - \kappa_x \frac{\partial T}{\partial x} - \kappa_y \frac{\partial T}{\partial y} - \rho c \frac{\partial T}{\partial t} + Q_1^* + Q_w^* = 0 \quad (2.1)$$

där

T = temperatur, K

x = lägeskoordinat, m

y = lägeskoordinat, m

λ_x = konduktivitet i x-riktning, $Wm^{-1}K^{-1}$

λ_y = konduktivitet i y-riktning, $Wm^{-1}K^{-1}$

κ_x = konvektiv term i x-riktning

κ_y = konvektiv term i y-riktning

ρ = densitet, kgm^{-3}

c = specifik värmekapacitet, $Jkg^{-1}K^{-1}$

t = tid, s

Q_1^* = netto exotermisk effekt p g a pyrolys, $Jm^{-3}s^{-1}$

Q_2^* = netto exotermisk effekt p g a förångning av vatten, $Jm^{-3}s^{-1}$

De konvektiva termerna κ_x och κ_y definieras enligt

$$\kappa_x = m_{xg}c_g + m_{xv}c_v \quad (2.2)$$

$$\kappa_y = m_{yg}c_g + m_{yv}c_v \quad (2.3)$$

där

m_{xg} = massflöde av pyrolysgaser i x-riktning, $kgm^{-2}s^{-1}$

m_{xv} = massflöde av vattenånga i x-riktning, $kgm^{-2}s^{-1}$

m_{yg} = massflöde av pyrolysgaser i y-riktning, $kgm^{-2}s^{-1}$

m_{yv} = massflöde av vattenånga i y-riktning, $kgm^{-2}s^{-1}$

c_g = specifik värmekapacitet pyrolysgas, $\text{Jkg}^{-1}\text{K}^{-1}$

c_v = specifik värmekapacitet vattenånga, $\text{Jkg}^{-1}\text{K}^{-1}$

De nettoexotermiska effekterna p g a pyrolys Q_1^* resp förångning Q_2^* definieras enligt

$$Q_1^* = -\Delta H_1 \frac{\partial \rho_1}{\partial t} + H_g \frac{\partial \rho_g}{\partial t} \quad (2.4)$$

$$Q_w^* = -\Delta H_w \frac{\partial \rho_w}{\partial t} + H_v \frac{\partial \rho_v}{\partial t} \quad (2.5)$$

där

ΔH_1 = entalpiändring p g a pyrolys, Jkg^{-1}

ΔH_w = entalpiändring p g a förångning, Jkg^{-1}

H_g = entalpi för pyrolysgaser, Jkg^{-1}

H_v = entalpi för vattenånga, Jkg^{-1}

ρ_1 = massa per volymenhet av aktivt material, kgm^{-3}

ρ_g = massa per volymenhet av pyrolysgas, kgm^{-3}

ρ_w = massa per volymenhet av vatten i vätskefas, kgm^{-3}

ρ_v = massa per volymenhet av vattenånga, kgm^{-3}

Sambanden för entalpiändring vid pyrolys ΔH_1 och förångning ΔH_w kan tecknas som

$$\Delta H_1 = H_1 - H_g - L_g \quad (2.6)$$

$$\Delta H_w = H_w - H_v - L_v \quad (2.7)$$

där

- H_1 = entalpi för aktiv fast fas, Jkg^{-1}
 H_w = entalpi för vatten i vätskefas, Jkg^{-1}
 L_g = reaktionsvärme, Jkg^{-1}
 L_v = förångningsvärme, Jkg^{-1}

Ekvationerna (2.4) och (2.5) innehåller tidsderivator av ρ_1 , ρ_g , ρ_w och ρ_v för vilka vi behöver samband. Dessa kan tecknas enligt

$$\frac{\partial \rho_1}{\partial t} = -\rho_1 b e^{-(E_A/RT)} \quad (2.8)$$

$$\frac{\partial \rho_g}{\partial t} = -\frac{\partial \rho_1}{\partial t} - \frac{\partial m_{xg}}{\partial x} - \frac{\partial m_{yg}}{\partial y} \quad (2.9)$$

$$\frac{\partial \rho_w}{\partial t} = -G_v \quad (2.10)$$

$$\frac{\partial \rho_v}{\partial t} = -\frac{\partial \rho_w}{\partial t} - \frac{\partial m_{xv}}{\partial x} - \frac{\partial m_{yv}}{\partial y} \quad (2.11)$$

där

- b = hastighetskonstant för pyrolys, s^{-1}
 E_A = aktiveringsenergi, Jmol^{-1}
 R = allmänna gaskonstanten, $\text{Jmol}^{-1}\text{K}^{-1}$
 G_v = förångningshastighet, $\text{kgm}^{-3}\text{s}^{-1}$

Explicita uttryck för förångningstermen G_v i ekvation (2.10) och flödestermerna m_{xg} , m_{yg} , m_{xv} och m_{yv} ges nedan i avsnitt 2.2.

2.2 Analys av masstransport

Generellt sett kan masstransport av vatten ske i både vätskefas och gasfas. Det existerar ett stort antal modeller där dessa fenomen studeras i anknytning till torkning av trä. Vid torkning av trä är emellertid masstransporten normalt mycket långsam och ångtransport p g a tryckdifferenser kan normalt försummas.

Ett rimligt antagande är att masstransporten av vatten kan uppdelas i ett ångflöde och ett vätskeflöde [4]. Som exempel kan nämnas torkning i kombination med relativt snabb uppvärmning, när hänsyn måste tas till att värmeflödet skiljer sig från det totala energiflödet. Vid moderata fuktinnehåll, under fibermättnads-punkten, finns det ej någon kontinuerlig vätskefas, och fukttransporten sker huvudsakligen i ångfas.

Allmänt gäller att den drivande kraften för fuktflödet beror av skillnader i koncentrationer, temperaturgradienter samt tryckgradienter. Flödet p g a koncentrationsskillnader antas följa Fick's lag. Tryckgradienterna i materialet initierar ett flöde som antas följa Darcy's lag.

Enligt den allmänna gaslagen ger temperaturändringar i gasfasen i en i stort sett konstant volym upphov till ändringar i tryck. I brandapplikationer är emellertid dessa tryckförändringar små i förhållande till de tryckförändringar som uppkommer p g a förångning av vatten. Förångningen ger upphov till kraftiga tryckökningar. Tryckökningarna beror emellertid ej endast av förångat vatten utan även på producerade pyrolysgaser.

Den masstransportmodell för pyrolysgas och vattenånga som presenteras här baseras på gasflöden som drivs av tryckgradienter. Flödet ges av Darcy's lag. Massflödet i vätskefas är avsevärt långsammare än flödet i gasfas och kan därför i denna tillämpning försummas.

Det antas att de två gasfaserna, vattenånga och pyrolysgaser, följer den allmänna gaslagen. Mättnadsångtrycket för vattenånga är en funktion av temperaturen. Det grundläggande antagandet för att beräkna förångningshastigheten är att förångningen sker tillräckligt snabbt för att upprätthålla fullständigt mättad vattenånga i porsystemet. Detta gäller så länge det finns vatten i vätskefas kvar i porsystemet.

Det totala trycket i porerna erhålls enligt Dalton's lag som summan av partialtrycken för vattenånga och pyrolysgas. Massflödena kan tecknas med hjälp av Darcy's lag, dvs som funktion av tryckgradienter i de två riktningarna.

Den grundläggande differentialekvationen för massflöde i två dimensioner kan sammanfattas i ett samband, som till sin struktur påminner om sambandet (2.1) för värmetransport, enligt

$$\frac{\partial}{\partial x}(\varphi_x \frac{\partial P}{\partial x}) + \frac{\partial}{\partial y}(\varphi_y \frac{\partial P}{\partial x}) + \psi P + G^* - \omega \frac{\partial P}{\partial t} = 0 \quad (2.12)$$

där

P = totaltryck, Pa

φ_x = masstransportkoefficient i x-riktning, mol s kg⁻¹

φ_y = masstransportkoefficient i y-riktning, mol s kg⁻¹

ψ = termisk expansionskoefficient, mol J⁻¹ s⁻¹

G^* = massproduktion av vattenånga och pyrolysgas, mol m⁻³ s⁻¹

ω = masskapacitetskoefficient, mol J⁻¹

Den molara produktionen av vattenånga och pyrolysgas definieras enligt

$$G^* = \frac{G_v}{M_w} + \frac{G_g}{M_g} \quad (2.13)$$

där

M_w = molvikt vatten, kg mol⁻¹

M_g = molvikt pyrolysgas, kg mol⁻¹

G_g = pyrolyshastighet, kg m⁻³ s⁻¹

Produktionen av pyrolysgas ges av Arrheniussambandet enligt (2.8) med ombytt tecken, ty minskningen av trämaterial i den fasta fasen motsvarar den mängd gas som erhålls vid pyrolys. Således gäller

$$G_g = \rho_1 b e^{-(E_A/RT)} \quad (2.14)$$

Termen G_v för produktion av vattenånga vid en given temperatur och tryckfördelning kan beräknas med utnyttjande av sambandet

$$G_v = \frac{M_w \pi_g k_1}{RT^2} e^{-\frac{k_2}{T}} \left[\frac{k_2}{T} - 1 \right] \frac{\partial T}{\partial t} - \frac{\partial}{\partial x} \left[\frac{\rho_v}{\rho_v + \rho_g} \alpha_x \frac{\partial P}{\partial x} \right] - \frac{\partial}{\partial y} \left[\frac{\rho_v}{\rho_v + \rho_g} \alpha_y \frac{\partial P}{\partial x} \right] \quad (2.15)$$

där

α_x = masstransportkoefficient i x-riktning, s

α_y = masstransportkoefficient i y-riktning, s

k_1, k_2 = konstanter som ger sambandet för mättnadsångtrycket för vattenånga

$$k_1 = 414 \text{ kPa}, \quad k_2 = 4820 \text{ K}$$

Sambandet mellan masstransportkoefficienterna α_x , α_y och φ_x , φ_y ges av

$$\varphi_i = \frac{\frac{\rho_v}{M_w} + \frac{\rho_g}{M_g}}{\rho_v + \rho_g} a_i \quad (2.16)$$

där

i = aktuell riktning, x eller y

Ekvation (2.15) innehåller temperaturer och tryck som under den iterativa lösningen av ekvationssystemen erhålls från det omedelbart föregående tidssteget.

När en ny tryckfördelning har beräknats kan korresponderande massflöden av vattenånga och pyrolysgas beräknas enligt

$$m_{ij} = \frac{\rho_j}{\rho_v + \rho_g} m_j \quad (2.17)$$

där

i = aktuell riktning, x eller y

j = vattenånga alternativt pyrolysgas, v eller g

m = massflöde, $\text{kg m}^{-2} \text{s}^{-1}$

Slutligen, för ett känt massflöde, kan korresponderande koncentrationer av vattenånga och pyrolysgas beräknas ur sambanden

$$\frac{\partial m_{xg}}{\partial x} + \frac{\partial m_{yg}}{\partial y} = G_g - \frac{\partial \rho_g}{\partial t} \quad (2.18)$$

$$\frac{\partial m_{xv}}{\partial x} + \frac{\partial m_{yv}}{\partial y} = G_v - \frac{\partial \rho_v}{\partial t} \quad (2.19)$$

2.3 Initial- och randvillkor för energibalans- och massbalansekvationerna

För att lösa energibalans- och massbalansekvationerna (2.1) och (2.12) måste initial- och randvillkoren specificeras. Initialvillkoren specificeras som given initial temperatur- och tryckfördelning i den fasta fasen och porsystemet vid simuleringens början, dvs för $t = 0$. Randvillkoren för energiekvationen ges som ett föreskrivet energiflöde eller en given temperatur vid ränderna. I massbalansekvationen gäller randvillkoret att trycket vid randen är lika med omgivningens tryck.

2.4 Lösningsteknik

De uppställda värme- och massbalansekvationerna i avsnitt 2.1 och 2.2 innehåller icke-linjära randvillkor och materialegenskaper som varierar med temperaturen, tryck och andel massa i olika faser. Analytiska lösningar finns endast tillgängliga för tillämpningar med linjära materialegenskaper vid enkla geometrier och enkla randvillkor. Den enda framkomliga väg är därför, i det allmänna fallet att tillämpa någon numerisk metod.

Den metod som valts här är finita elementmetoden. I [1] ges en utförlig beskrivning hur samtliga erforderliga matriser för ett 4-noders isoparametriskt element tas fram. Den numeriska integrationen i tiden sker med en implicit enstegsmetod som är ovillkorligt stabil. Tidsstegets längd måste dock begränsas så att variationer i randvillkor och materialegenskaper beskrivs på ett rimligt sätt.

3 MATERIALEGENSKAPER

I detta kapitel redovisas de viktigaste materialdata som erfordras för att beskriva indata till den utvecklade modellen. Redovisade egenskaper bygger på sammanställningen i [1] kapitel 7 och avsnitt 9.1

3.1 Konduktivitet

Konduktiviteten för det ursprungliga trämaterialiet varierar som funktion av materialets torrdensitet, vatteninnehåll och temperatur. Vid pyrolysen bryts trämaterialiet successivt ner till träkol. För delvis pyrolyserat trä beräknas konduktiviteten som ett viktat medelvärde mellan ursprungligt trämaterial och träkol. Härvid beaktas även att konduktiviteten för träkol varierar som funktion av temperaturen samt att fukttinnehållet påverkar densiteten. Fuktbberoendet för värmetransport i radiell riktning ges t ex av MacLean [5].

I figur 3.1 illustreras konduktiviteten för torrt trämaterial och kol som funktion av temperaturen. Dessa samband har genomgående använts för beräkningarna i denna rapport.

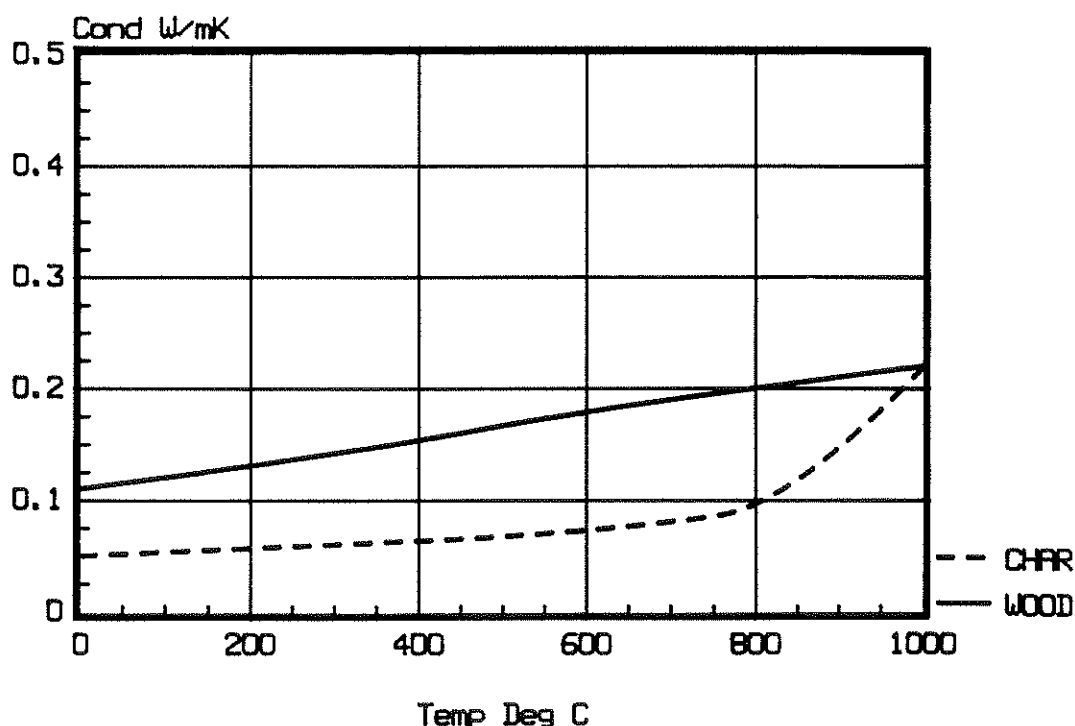


Fig. 3.1 Konduktivitet för torrt trä och träkol som funktion av temperaturen.

I ett beräkningsexempel förekommer även en isolering av mineralull bakom det brandutsatta skivmaterialet. Konduktiviteten som funktion av temperaturen för mineralull med densiteten 150 kg/m^3 redovisas i figur 3.2.

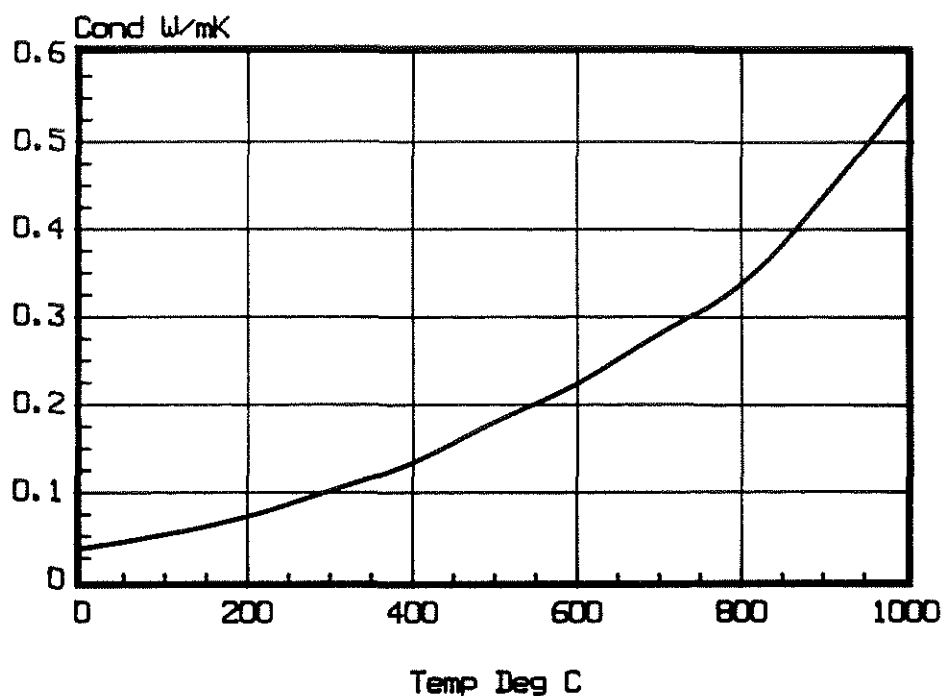


Fig. 3.2 Konduktiviteten för mineralull 150 kg/m^3 som funktion av temperaturen.

3.2 Specifik värmekapacitet

Vid beräkning av energitransport samt energier förknippade med fasomvandling i ett poröst material krävs det kännedom om de ingående materialkomponenternas specifika värmekapacitet. Den specifika värmekapaciteten varierar som funktion av temperaturen. Sambanden för ursprungligt trämaterial, träkol, pyrolysgas och vattenånga sammanställs i figur 3.3.

För beräkningsfallet med träfiberskiva med bakomliggande mineralullsisolering fordras även kännedom om isoleringens egenskaper. Specifik värmekapacitet som funktion av temperaturen för mineralull med densiteten 150 kg/m^3 illustreras i figur 3.4.

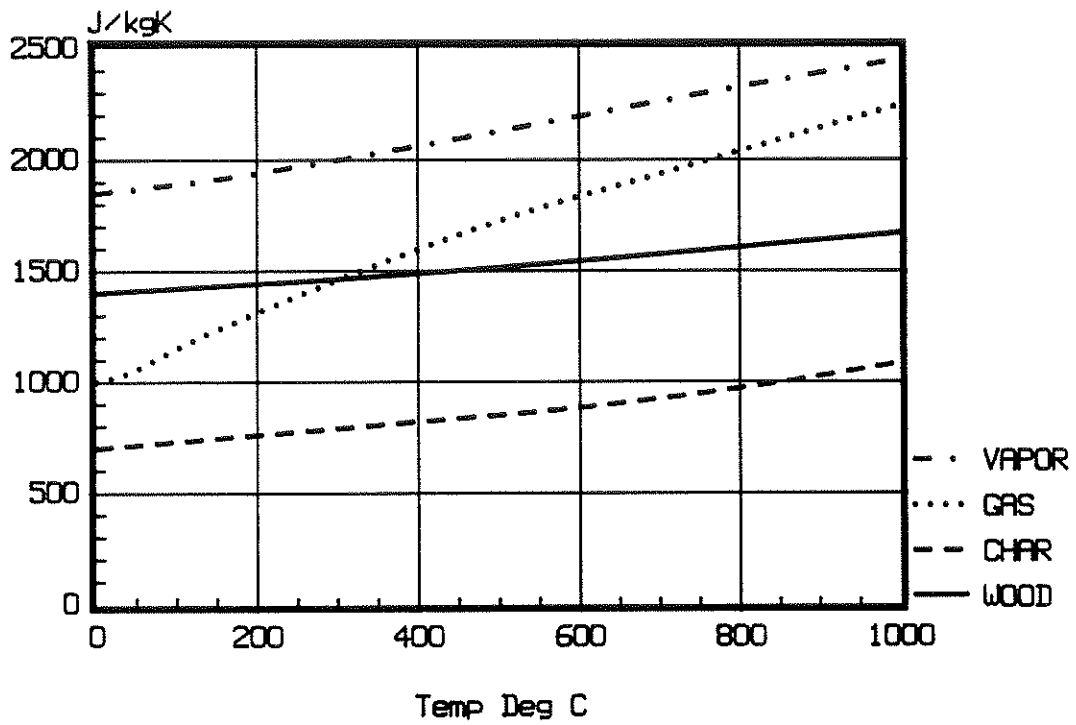


Fig. 3.3 Specifik värmekapacitet för ursprungligt trämaterial, träkol, pyrolysgas och vattenånga som funktion av temperaturen.

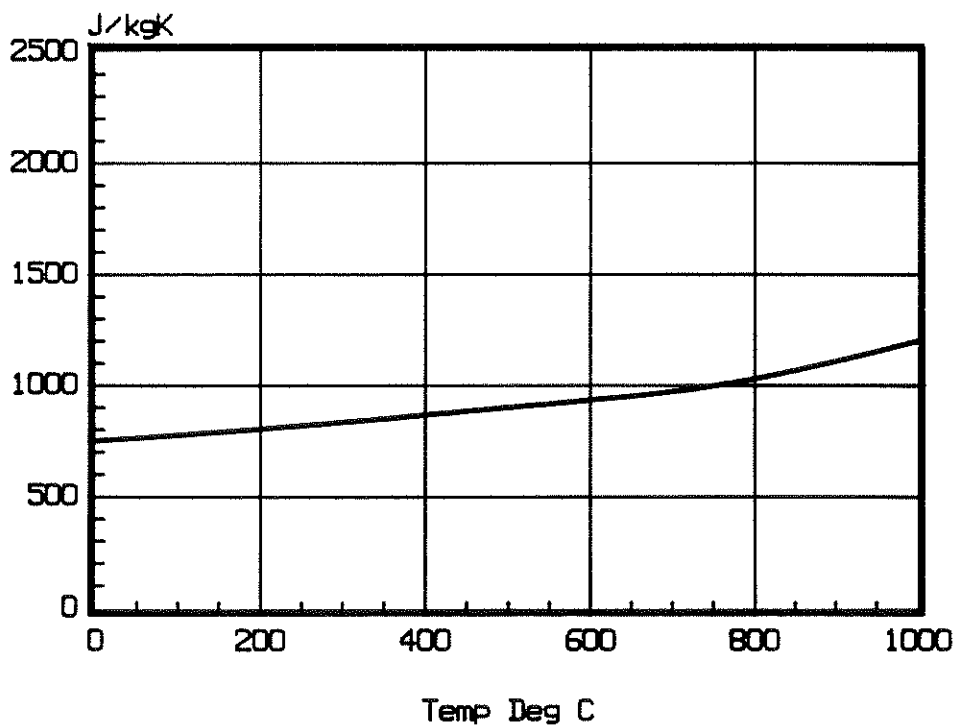


Fig. 3.4 Specifik värmekapacitet för mineralull 150 kg/m³ som funktion av temperaturen.

3.3 Pyrolyshastighet och reaktionsvärme

Pyrolysen antas följa en första ordningens Arrheniusfunktion enligt

$$\frac{\partial \rho_1}{\partial t} = \rho_1 b e^{-(E_A/RT)} \quad (3.1)$$

där

E_A = aktiveringsenergi, Jmol^{-1}

R = allmänna gaskonstanten $8.314 \text{ Jmol}^{-1}\text{K}^{-1}$

b = hastighetskonstant, s^{-1}

ρ_1 = massa per volymenhet av aktivt material vid tiden t , kgm^{-3}

t = tid, s

I beräkningarna gäller följande numeriska värden

$$E_A = 26300 \text{ Jmol}^{-1}$$

$$b = 0.55 \text{ s}^{-1}$$

Eftersom det råder en stor osäkerhet angående storleken av reaktionsvärmets vid pyrolysis L_g har denna ej utnyttjats i avsikt att anpassa beräkningsresultaten. Som en temporär lösning antas helt enkelt reaktionsvärmets $L_g = 0$.

3.4 Reaktioner vid kolytan mellan fast fas och brandrumsgaser

Oxidationen av träkol vid materialytan antas följa Arrheniussambandet

$$|\dot{s}| = T_s \beta e^{-(E_A/RT_s)} \quad (3.2)$$

där

T_s = yttemperatur, K

β = empirisk konstant, $s^{-1}K^{-1}$

E_A = aktiveringsenergi för ytreaktion $Jmol^{-1}$

R = allmänna gaskonstanten, $8.314 Jmol^{-1}K^{-1}$

De numeriska värden som används vid beräkningarna är

$$\beta = 1.0 \cdot 10^{-7} s^{-1}K^{-1}$$

$$E_A = 25770 Jmol^{-1}$$

Reaktionen vid materialytan antas ske i två steg. Den första reaktionen sker mellan syre och kol där kolmonoxid är reaktionsprodukt. Kolmonoxiden reagerar därefter med syre i övergångsskiktet med koldioxid som reaktionsprodukt. Reaktionsvärmets ΔH_s vid materialytan ges av den förstnämnda reaktionen med

$$\Delta H_s = -393.5 kJmol^{-1}$$

3.5 Permeabilitet

Permeabiliteten för olika trämaterial och träskivor varierar kraftigt. Till detta kommer osäkerheten i att uppskatta permeabiliteten för delvis pyrolyserat trä och för ett uppsprucket kolskikt. I [1] diskuteras detta närmare och vissa försök till approximationer av permeabiliteten redovisas.

I datorprogrammet ges variationen i permeabiliteten D som funktion av densiteten enligt

$$D = k_{D1} e^{k_{D2}} \left[1 - \frac{\rho - \rho_2}{\rho_0 - \rho_2} \right] \quad (3.3)$$

där

k_{D1} = empirisk materialkonstant, m^2

k_{D2} = exponentiell konstant

I simuleringarna har följande numeriska värden använts för samtliga materialtyper

$$k_{D1} = 0.15 \cdot 10^{-15} \text{ m}^2$$

$$k_{D2} = 11$$

3.6 Dynamisk viskositet

I porsystemet sker en masstransport i gasfas. De aktuella gaserna är vattenånga och pyrolysgas. Viskositeten varierar som funktion av gastemperaturen. I [1] ges en uppskattning av viskositeten för pyrolysgaser baserad på en kemisk analys av produkter bildade vid pyrolysexperiment. Ur detta material har ett viktat medelvärde beräknats för hur den dynamiska viskositeten varierar som funktion av temperaturen. Sambandet redovisas i figur 3.5 tillsammans med den dynamiska viskositeten för vattenånga.

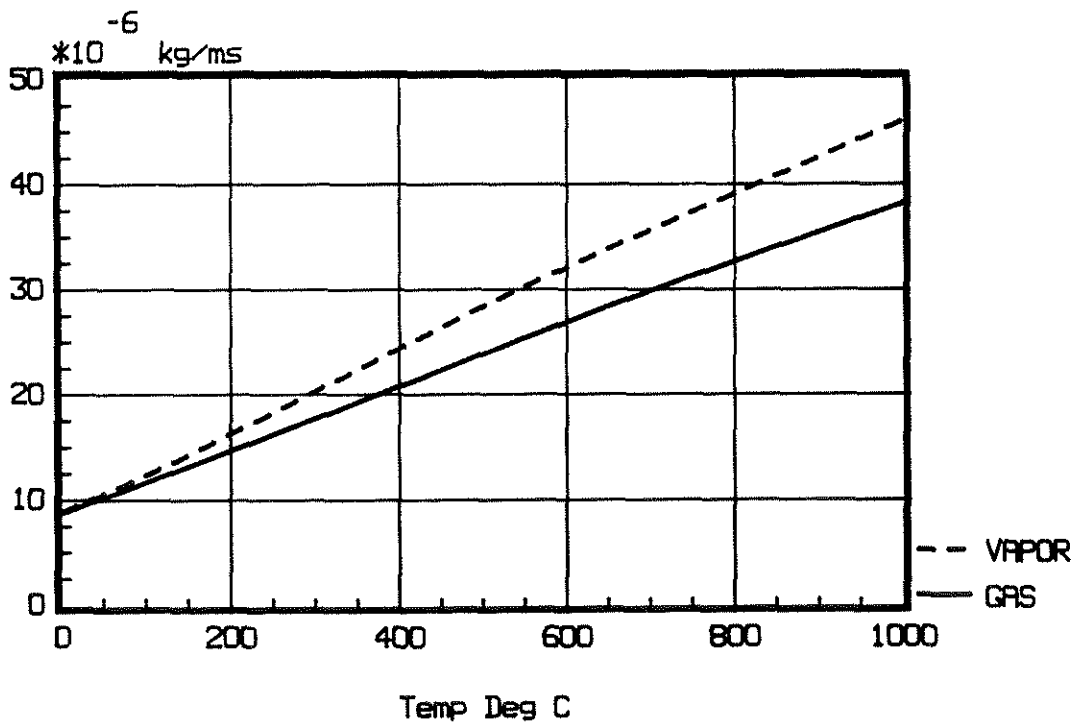


Fig. 3.5 Dynamisk viskositet för vattenånga och pyrolysgas som funktion av temperaturen.

4 REDOVISNING AV NUMERISKA RESULTAT

I detta kapitel redovisas resultaten för de 10 beräkningsfallen enligt tabell 4.1

Tabell 4.1 Sammanställning av förutsättningarna för de 10 beräkningsfallen.

Ber. fall nr	Material	Tjocklek mm	Densitet kg/m ³	Fuktkvot %	Randvillkor	
					brand- sida	bak- sida
1	Spånskiva	12	700	8	ISO	/ oisol.
2	"	12	700	8	200 MJ/m ² 0,04 m ^{1/2}	/ oisol.
3	"	12	700	8	200 MJ/m ² 0,08 m ^{1/2}	/ oisol.
4	"	19	700	8	ISO	/ oisol.
5	Fiberskiva	9	800	0,5	ISO	/ oisol.
6	"	9	800	8	ISO	/ oisol.
7	"	9	800	11	ISO	/ oisol.
8	"	9	800	8	ISO	/ min.ull
9	Träpanel	13	500	12	ISO	/ oisol.
10	"	13	500	4	ISO	/ oisol.

Beräkningarna har skett med det endimensionella beräkningsprogrammet WOOD1 [1].

Resultatredovisningen begränsas till en sammanställning av temperatur-, densitets- och fuktfördelning genom träskivorna och träpanelerna vid olika tidpunkter.

4.1 Beräkningsfall nr 1

Material: Spånskiva

Tjocklek: 12 mm

Densitet: 700 kgm^{-3}

Fuktkvot: 8%

Randvillkor:

Brandsida: Standardbrandkurva ISO 834

Baksida: Oisolerad, rumstemp. 20°C

I figur 4.1a t o m 4.1c sammanställs beräknad temperatur-, densitets- och fukt-fördelning för beräkningsfall nr 1 vid de i figurerna angivna brandtiderna.

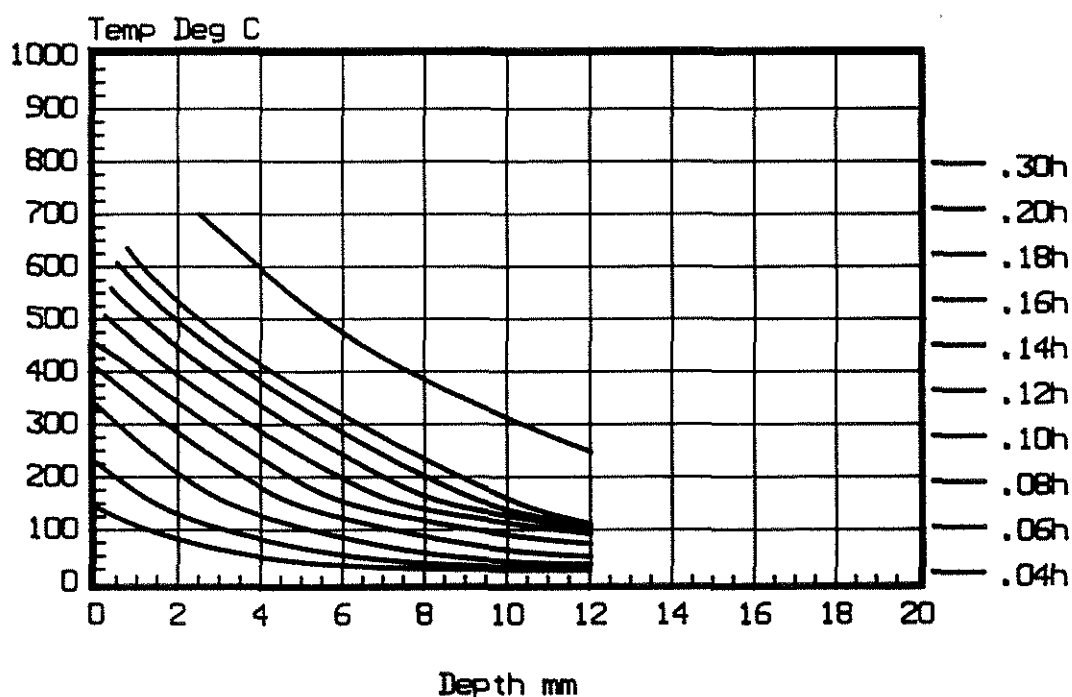


Fig. 4.1a Beräkningsfall nr 1.
 Temperaturfördelning i 12 mm spånskiva vid varierande brandtid.
 Densitet = 700 kgm^{-3} . Fuktkvot = 8%. ISO 834.

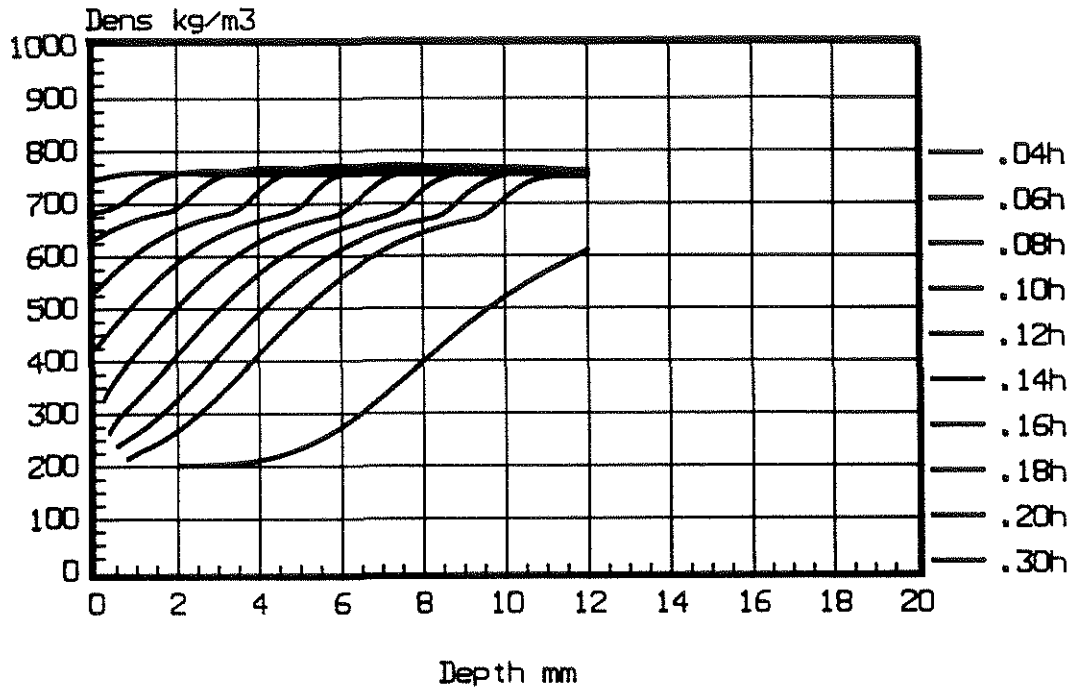


Fig. 4.1b Beräkningsfall nr 1.
Densitetsfördelning i 12 mm spånskiva vid varierande brandtid.
Densitet = 700 kgm^{-3} . Fuktkvot = 8%. ISO 834.

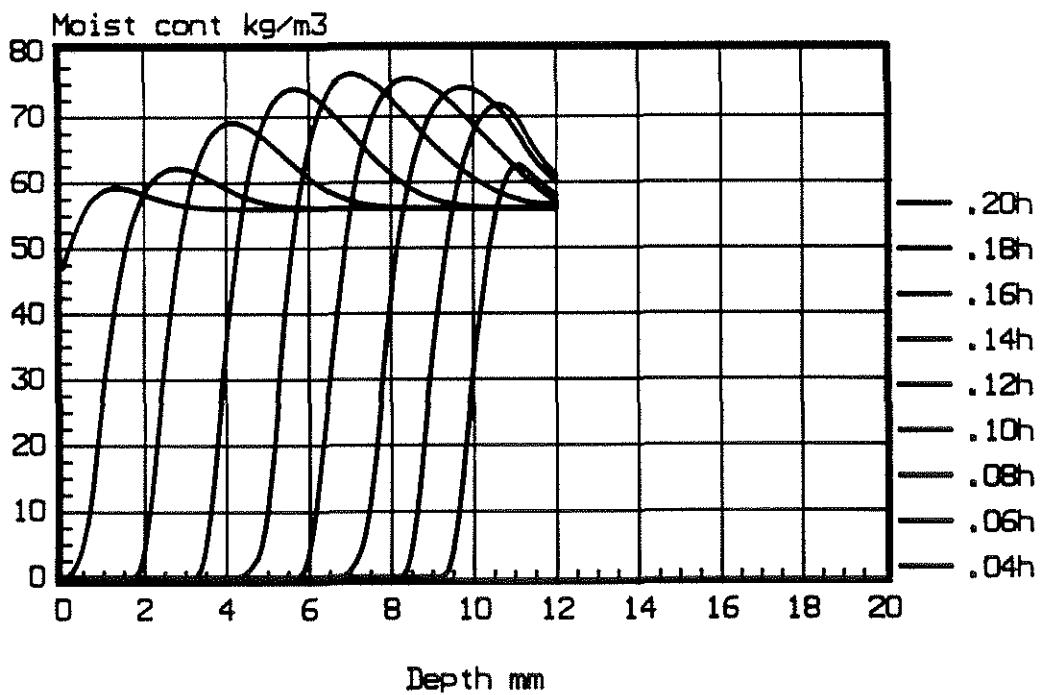


Fig. 4.1c Beräkningsfall nr 1.
Fuktfördelning i 12 mm spånskiva vid varierande brandtid. Densitet
= 700 kgm^{-3} . Fuktkvot = 8%. ISO 834.

4.2 Beräkningsfall nr 2

Material: Spånskiva

Tjocklek: 12 mm

Densitet: 700 kgm^{-3}

Fuktkvot: 8%

Randvillkor:

Brandsida: Brandcell typ A, brandbelastning 200 MJm^{-2} öppningsfaktor $0.04 \text{ m}^{1/2}$ Baksida: Oisolerad, rumstemp. 20°C

I figur 4.2a t o m 4.2c sammanställs beräknad temperatur-, densitets- och fukt-fördelning för beräkningsfall nr 2 vid de i figurerna angivna brandtiderna.

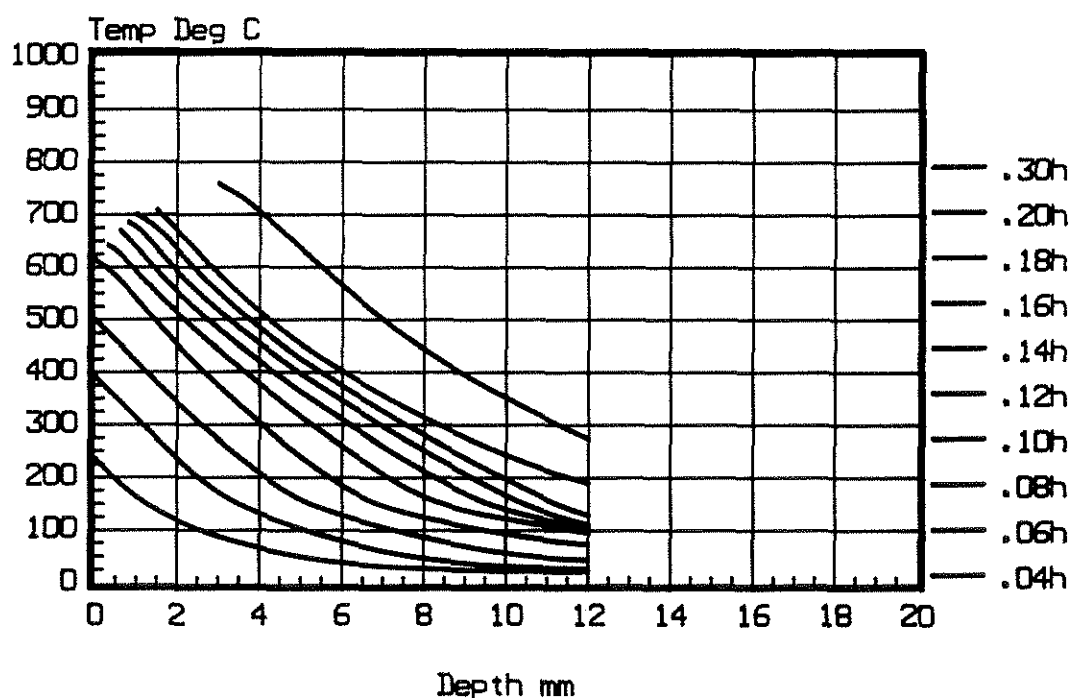


Fig. 4.2a Beräkningsfall nr 2.

Temperaturfördelning i 12 mm spånskiva vid varierande brandtid.

Densitet = 700 kgm^{-3} . Fuktkvot = 8%. Brandcell typ A,
 200 MJm^{-2} $0.04 \text{ m}^{1/2}$.

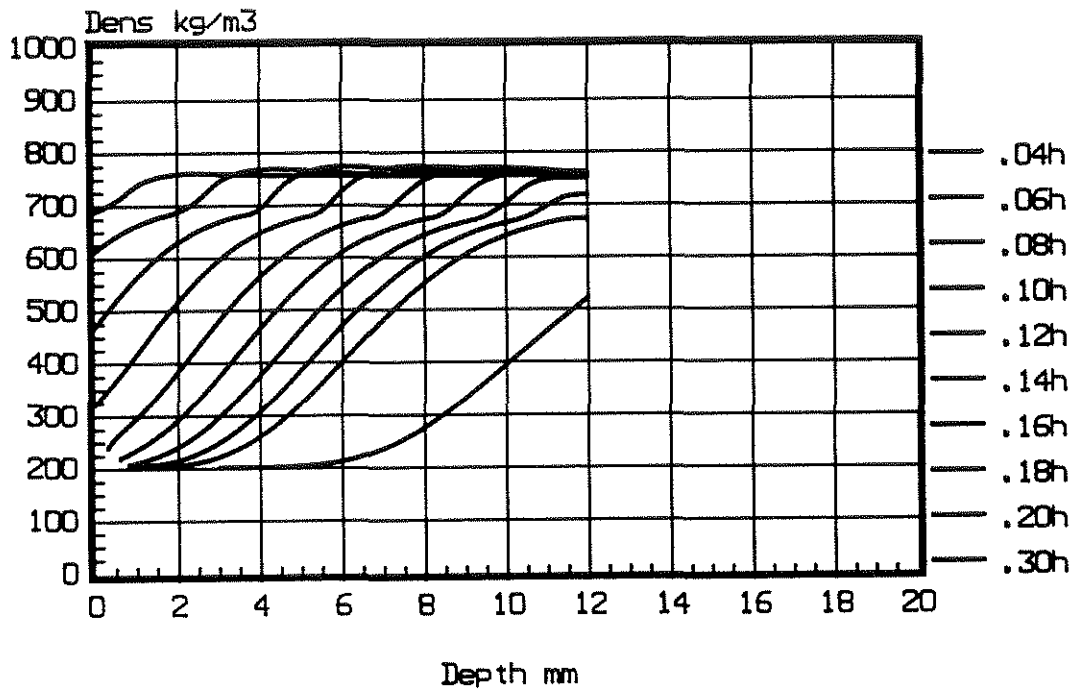


Fig. 4.2b Beräkningsfall nr 2.
 Densitetsfördelning i 12 mm spånskiva vid varierande brandtid.
 Densitet = 700 kgm^{-3} . Fuktkvot = 8%. Brandcell typ A,
 200 MJm^{-2} $0.04 \text{ m}^{1/2}$.

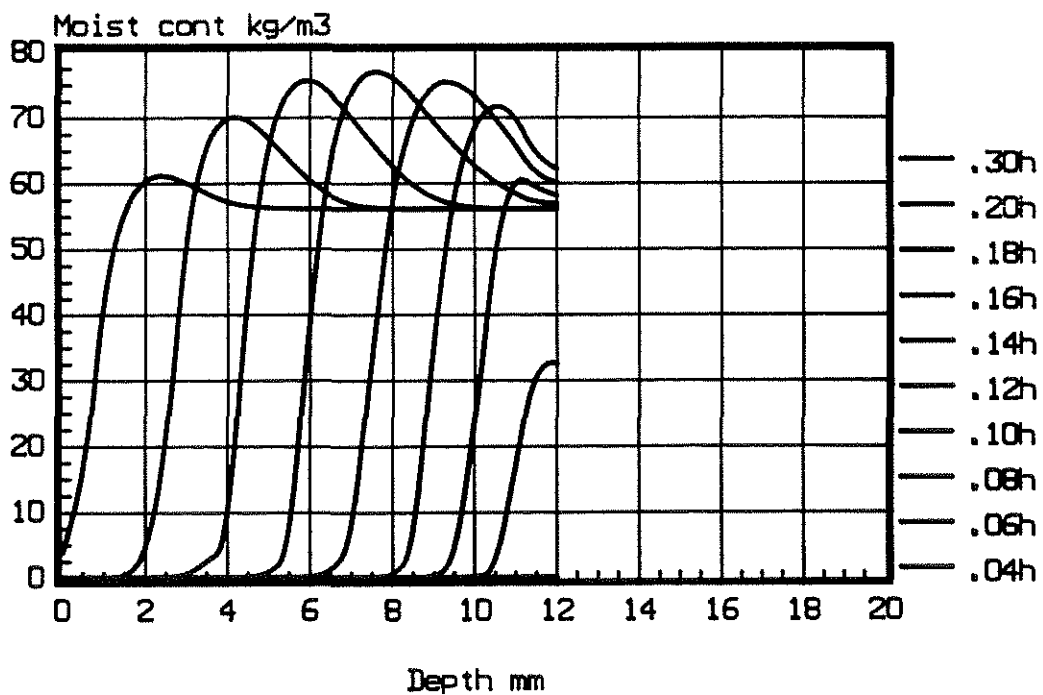


Fig. 4.2c Beräkningsfall nr 2.
 Fuktfördelning i 12 mm spånskiva vid varierande brandtid. Densitet
 = 700 kgm^{-3} . Fuktkvot = 8%. Brandcell typ A, 200 MJm^{-2}
 $0.04 \text{ m}^{1/2}$

4.3 Beräkningsfall nr 3

Material: Spånskiva

Tjocklek: 12 mm

Densitet: 700 kgm^{-3}

Fuktkvot: 8%

Randvillkor:

Brandsida: Brandcell typ A, brandbelastning 200 MJm^{-2} öppningsfaktor $0.08 \text{ m}^{1/2}$ Baksida: Oisolerad, rumstemp. 20°C

I figur 4.3a t o m 4.3c sammanställs beräknad temperatur-, densitets- och fukt-fördelning för beräkningsfall nr 3 vid de i figurerna angivna brandtiderna.

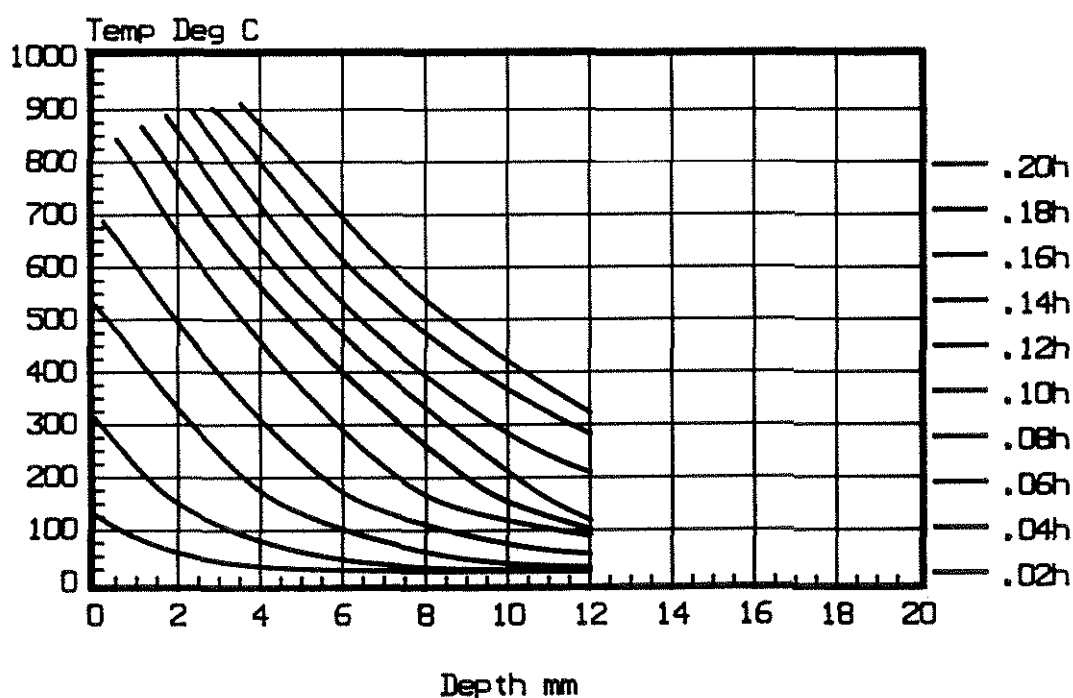


Fig. 4.3a Beräkningsfall nr 3.
 Temperaturfördelning i 12 mm spånskiva vid varierande brandtid.
 Densitet = 700 kgm^{-3} . Fuktkvot = 8%. Brandcell typ A,
 200 MJm^{-2} $0.08 \text{ m}^{1/2}$.

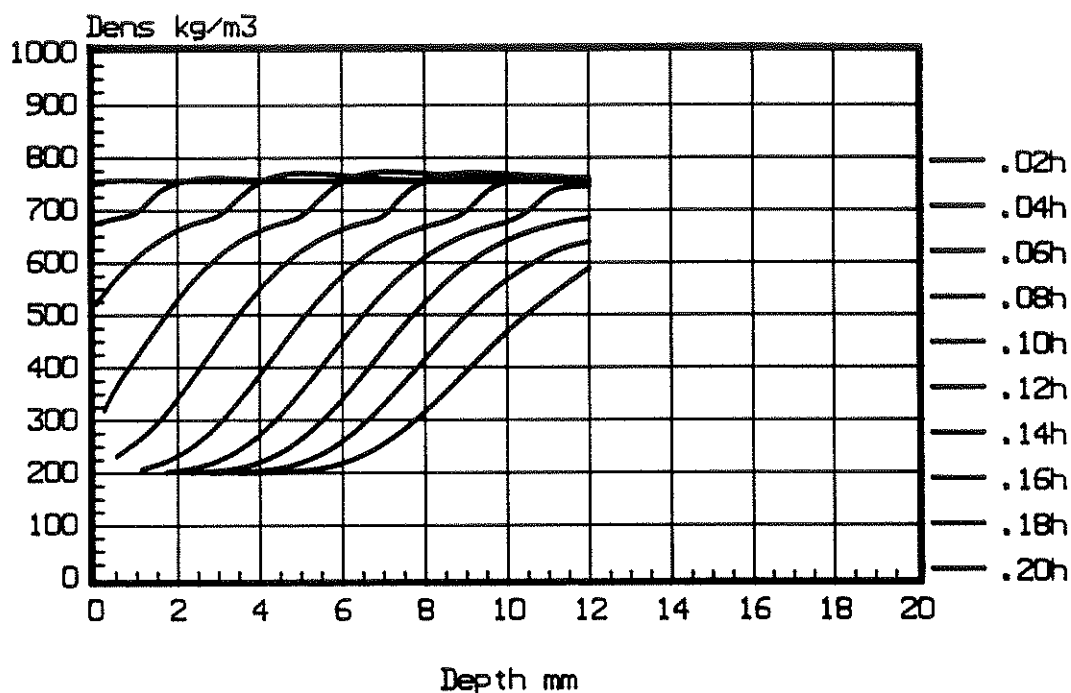


Fig. 4.3b Beräkningsfall nr 3.
 Densitetsfördelning i 12 mm spånskiva vid varierande brandtid.
 Densitet = 700 kgm^{-3} . Fuktkvot = 8%. Brandcell typ A,
 $200 \text{ MJm}^{-2} \text{ } 0.08 \text{ m}^{1/2}$.

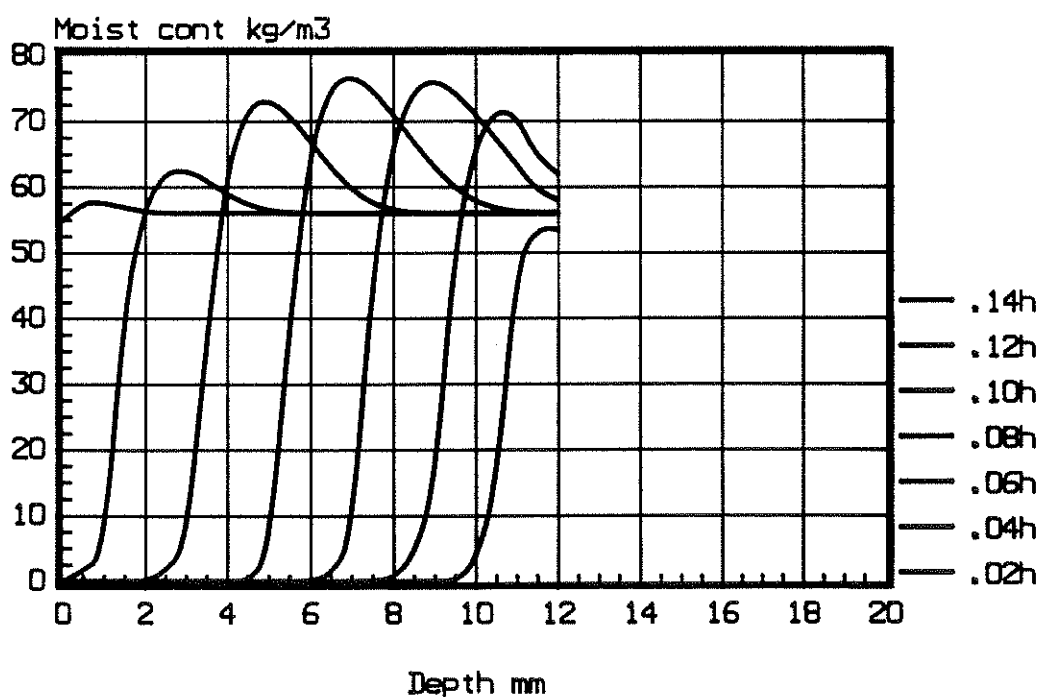


Fig. 4.3c Beräkningsfall nr 3.
 Fuktfördelning i 12 mm spånskiva vid varierande brandtid. Densitet
 = 700 kgm^{-3} . Fuktkvot = 8%. Brandcell typ A, 200 MJm^{-2}
 $0.08 \text{ m}^{1/2}$.

4.4 Beräkningsfall nr 4

Material: Spånskiva

Tjocklek: 19 mm

Densitet: 700 kgm^{-3}

Fuktkvot: 8%

Randvillkor:

Brandsida: ISO 834

Baksida: Oisolerad, rumstemp. 20°C

I figur 4.4a t o m 4.4c sammanställs beräknad temperatur-, densitets- och fukt-fördelning för beräkningsfall nr 4 vid de i figurerna angivna brandtiderna.

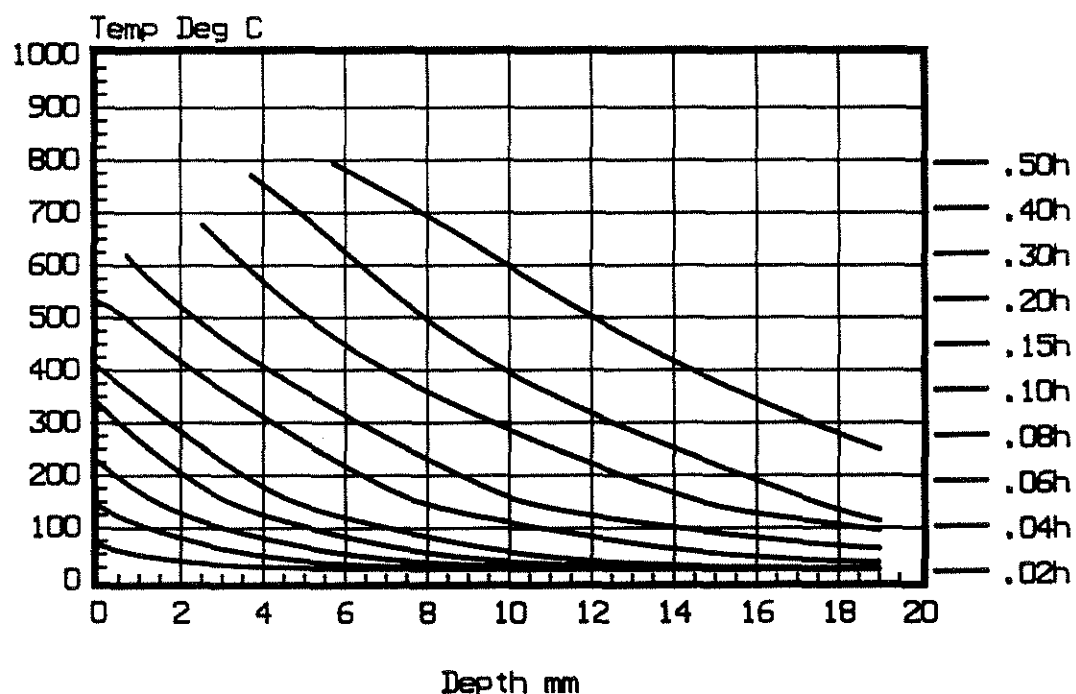


Fig. 4.4a Beräkningsfall nr 4.
Temperaturfördelning i 19 mm spånskiva vid varierande brandtid.
Densitet = 700 kgm^{-3} . Fuktkvot = 8%. ISO 834.

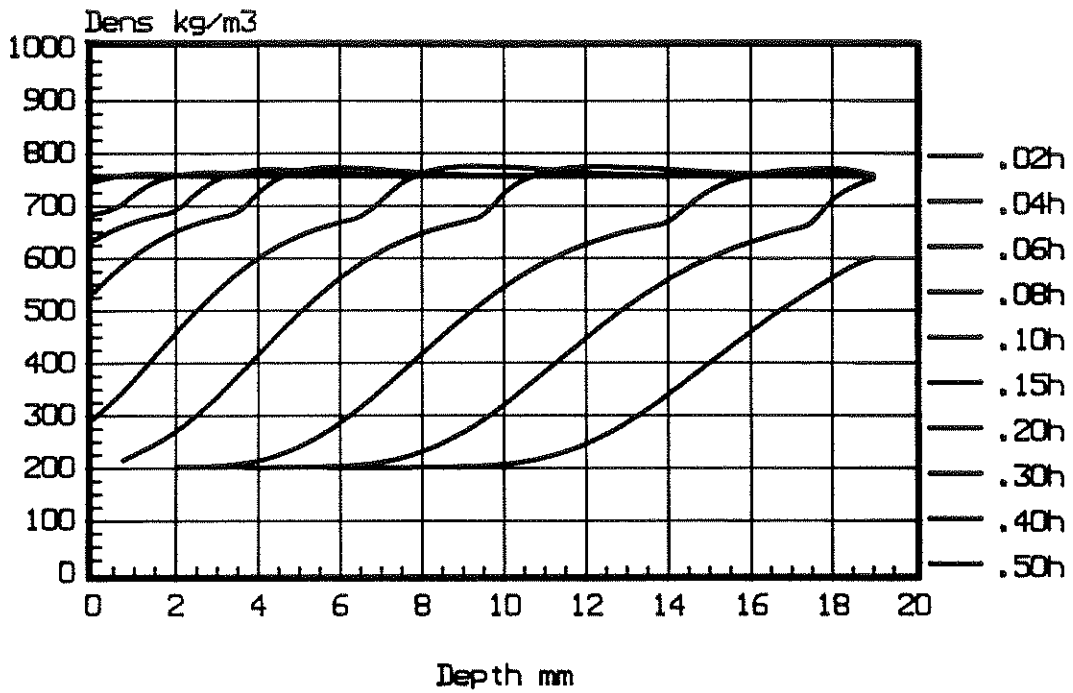


Fig. 4.4b Beräkningsfall nr 4.
Densitetsfördelning i 19 mm spånskiva vid varierande brandtid.
Densitet = 700 kgm^{-3} . Fuktkvot = 8%. ISO 834.

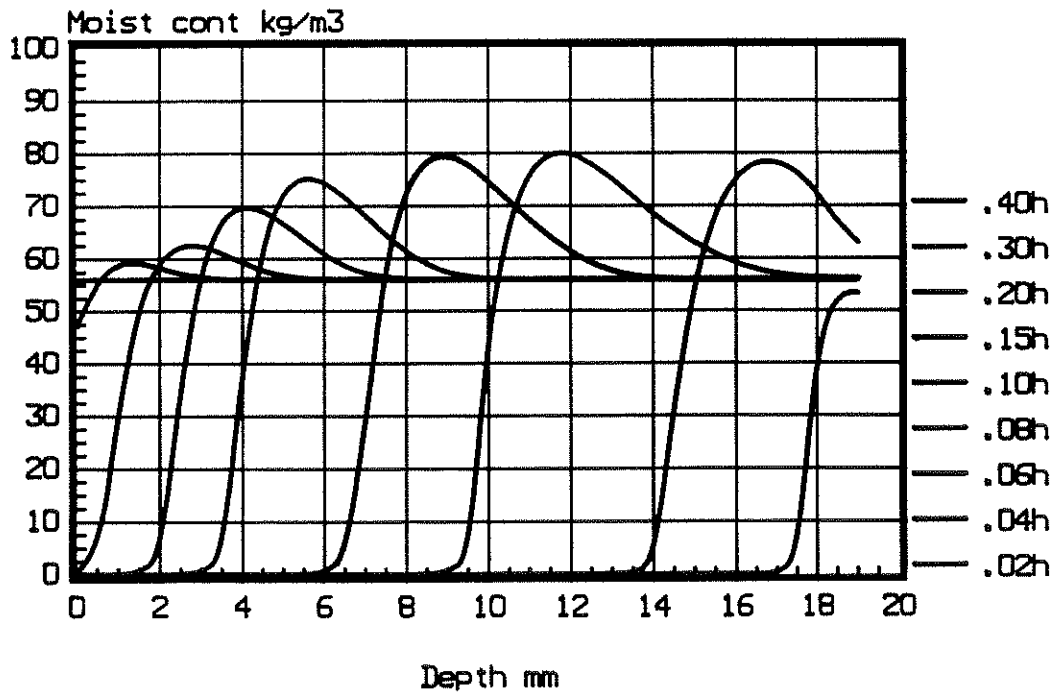


Fig. 4.4c Beräkningsfall nr 4.
Fuktfördelning i 19 mm spånskiva vid varierande brandtid. Densitet
= 700 kgm^{-3} . Fuktkvot = 8%. ISO 834.

4.5 Beräkningsfall nr 5

Material: Fiberskiva

Tjocklek: 9 mm

Densitet: 800 kgm^{-3}

Fuktkvot: 0.5%

Randvillkor:

Brandsida: ISO 834

Baksida: Oisolerad, rumstemp. 20°C

I figur 4.5a t o m 4.5c sammanställs beräknad temperatur-, densitets- och fukt-fördelning för beräkningsfall nr 5 vid de i figurerna angivna brandtiderna.

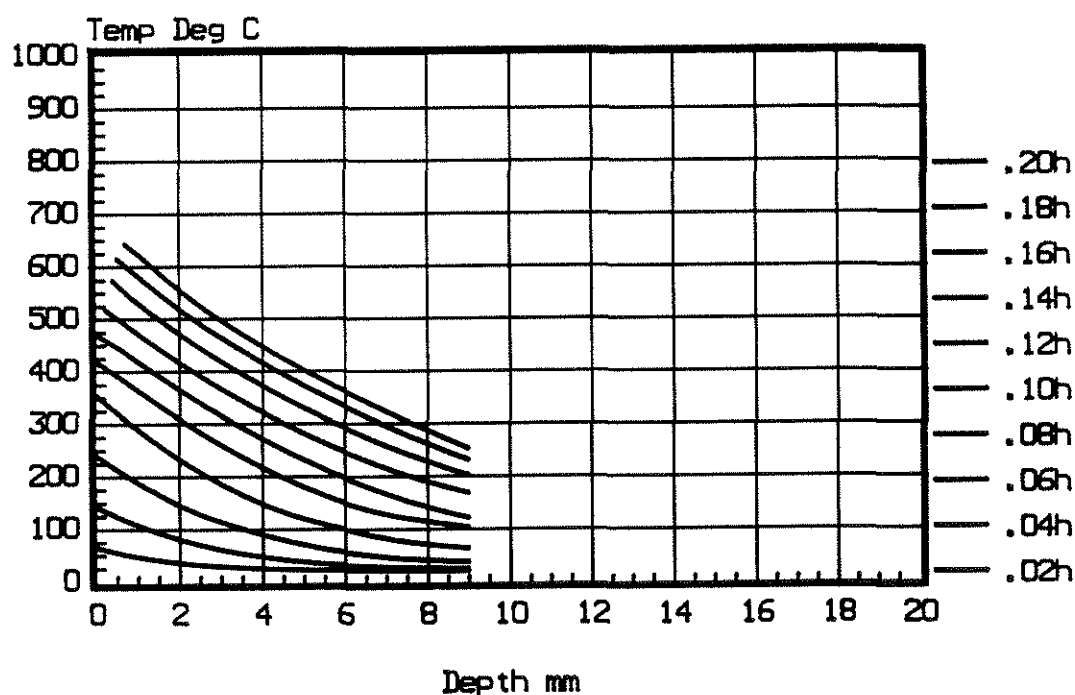


Fig. 4.5a Beräkningsfall nr 5.

Temperaturfördelning i 9 mm fiberskiva vid varierande brandtid.

Densitet = 800 kgm^{-3} . Fuktkvot = 0.5%. ISO 834.

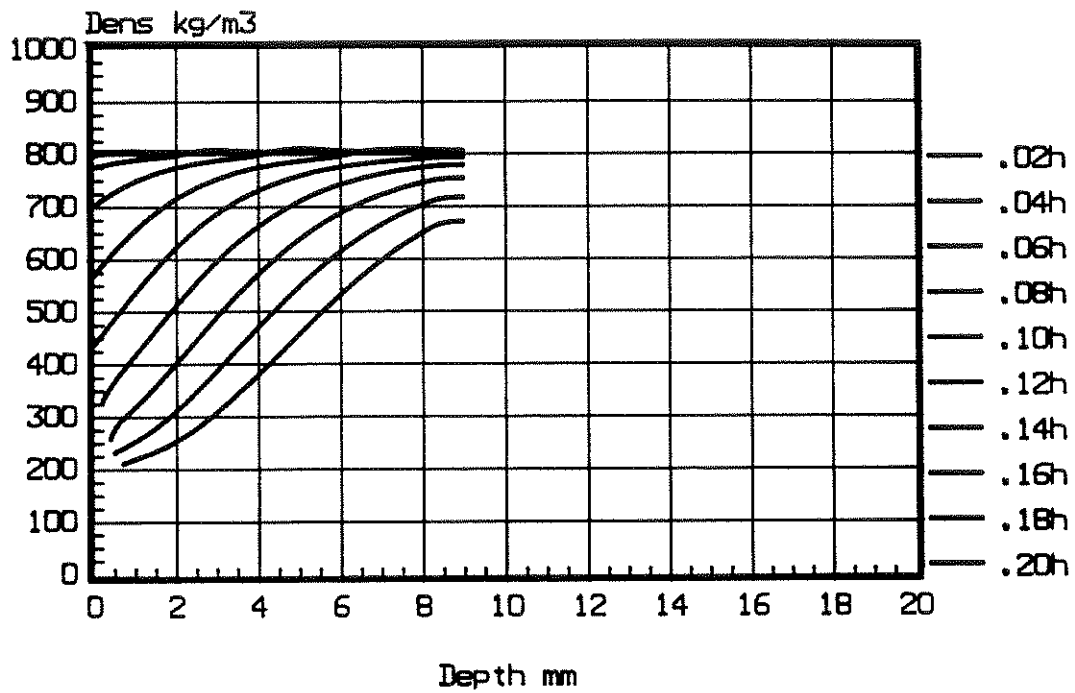


Fig. 4.5b Beräkningsfall nr 5.
 Densitetsfördelning i 9 mm fiberskiva vid varierande brandtid.
 Densitet = 800 kgm^{-3} . Fuktkvot = 0.5%. ISO 834.

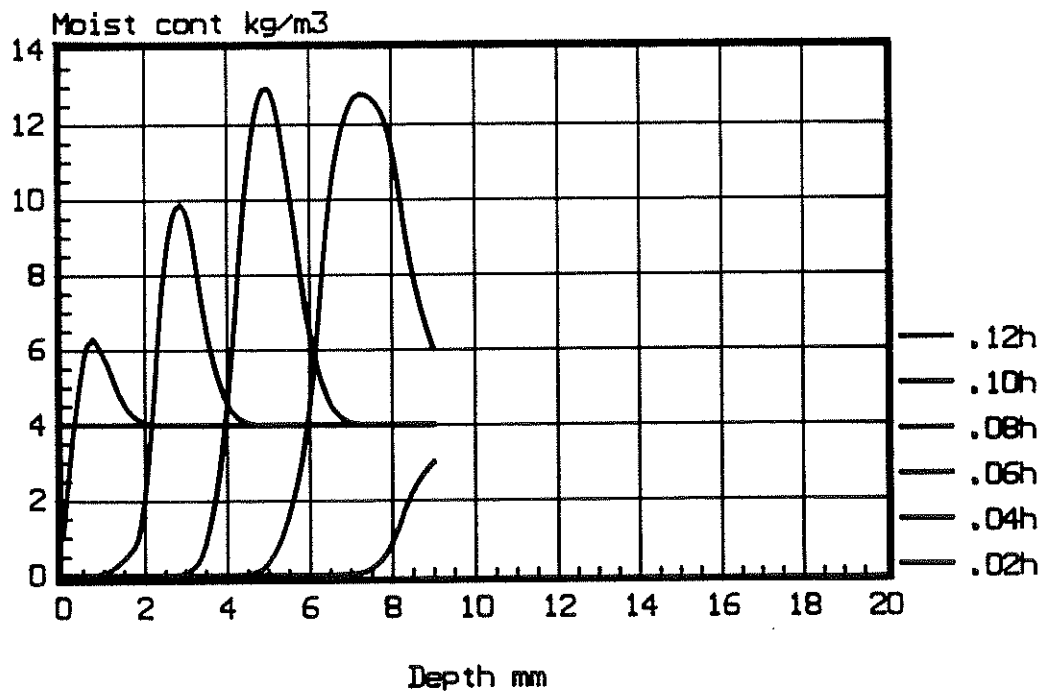


Fig. 4.5c Beräkningsfall nr 5.
 Fuktfördelning i 9 mm fiberskiva vid varierande brandtid. Densitet
 = 800 kgm^{-3} . Fuktkvot = 0.5%. ISO 834.

4.6 Beräkningsfall nr 6

Material: Fiberskiva

Tjocklek: 9 mm

Densitet: 800 kgm^{-3}

Fuktkvot: 8%

Randvillkor:

Brandsida: ISO 834

Baksida: Oisolerad, rumstemp. 20°C

I figur 4.6a t o m 4.6c sammanställs beräknad temperatur-, densitets- och fukt-fördelning för beräkningsfall nr 6 vid de i figurerna angivna brandtiderna.

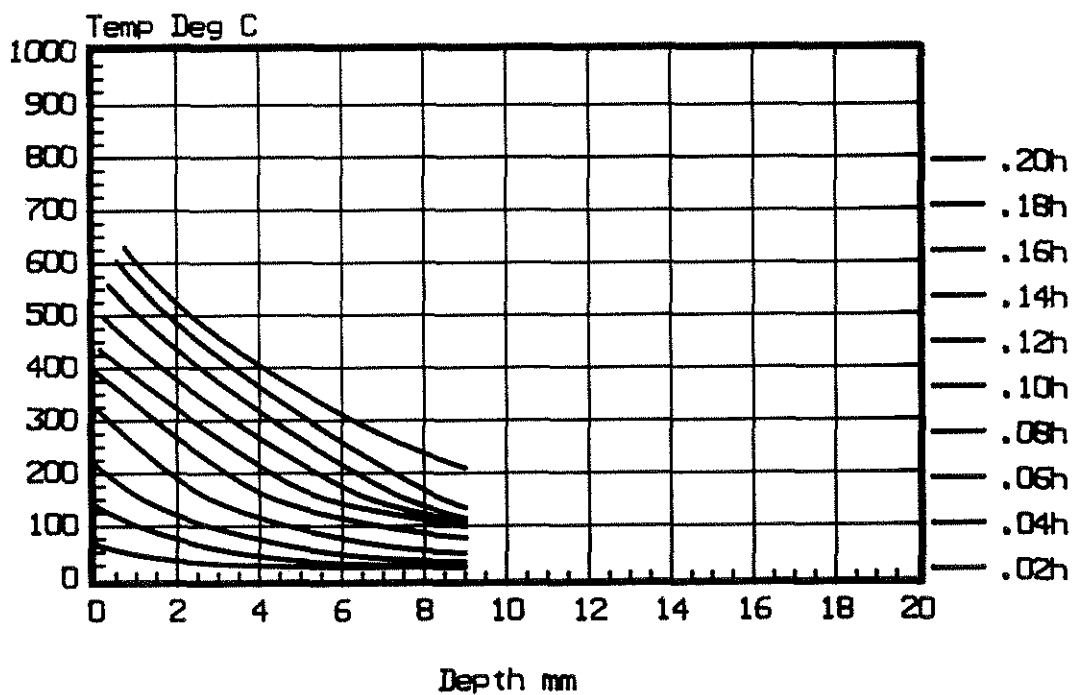


Fig. 4.6a Beräkningsfall nr 6.
Temperaturfördelning i 9 mm fiberskiva vid varierande brandtid.
Densitet = 800 kgm^{-3} . Fuktkvot = 8%. ISO 834.

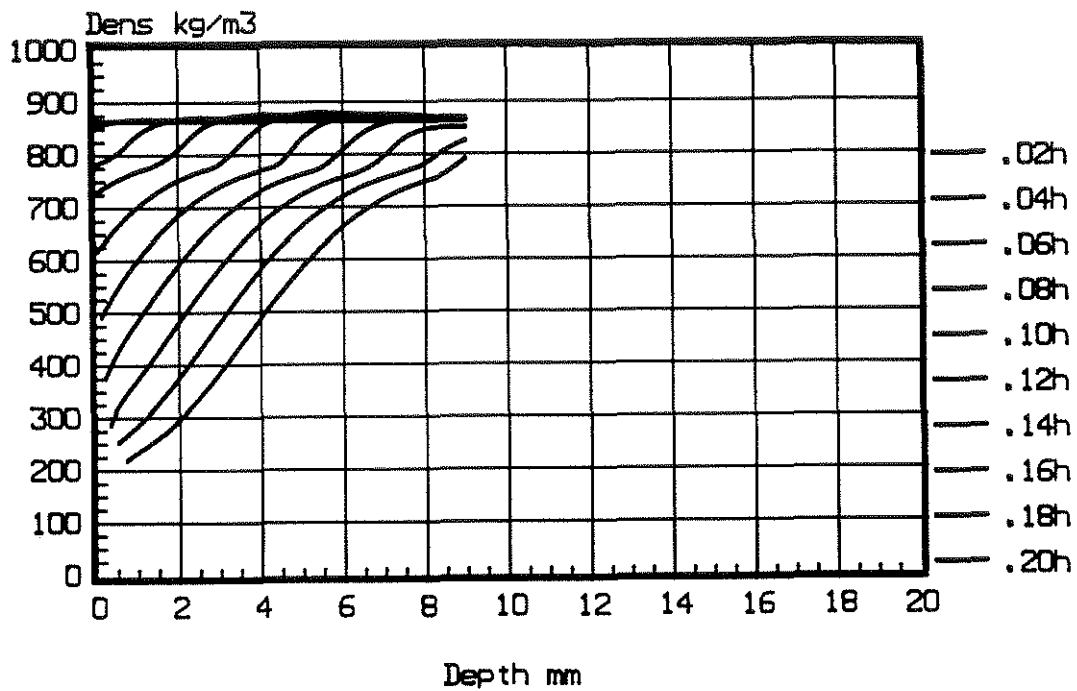


Fig. 4.6b Beräkningsfall nr 6.
 Densitetsfördelning i 9 mm fiberskiva vid varierande brandtid.
 Densitet = 800 kgm^{-3} . Fuktkvot = 8%. ISO 834.

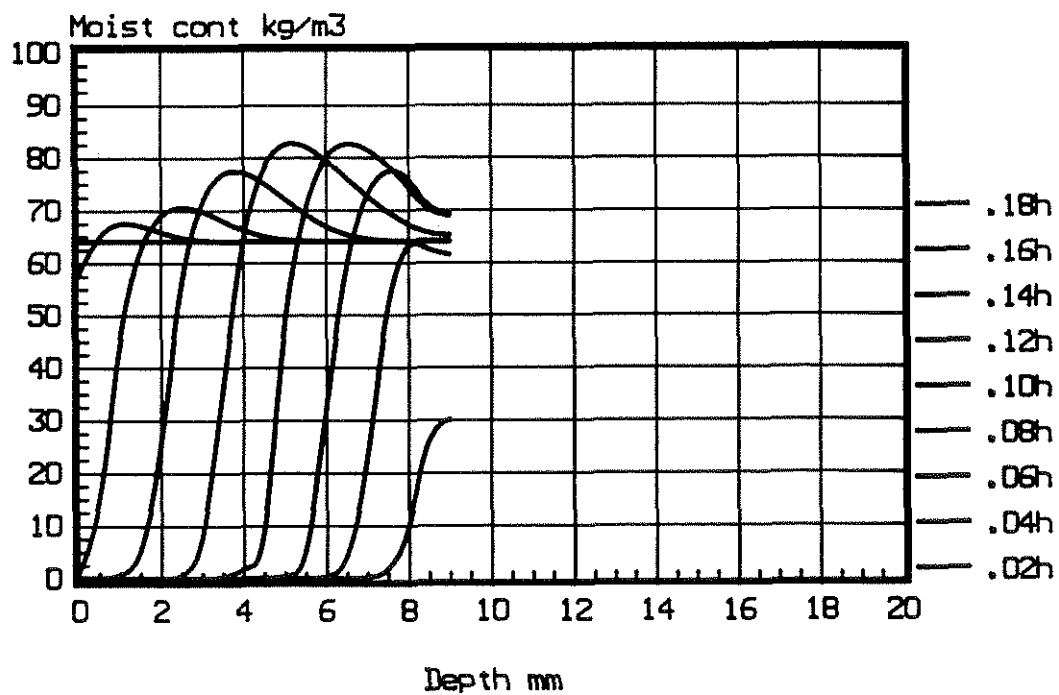


Fig. 4.6c Beräkningsfall nr 6.
 Fuktfördelning i 9 mm fiberskiva vid varierande brandtid. Densitet
 = 800 kgm^{-3} . Fuktkvot = 8%. ISO 834.

4.7 Beräkningsfall nr 7

Material: Fiberskiva

Tjocklek: 9 mm

Densitet: 800 kgm^{-3}

Fuktkvot: 11%

Randvillkor:

Brandsida: ISO 834

Baksida: Oisolerad, rumstemp. 20°C

I figur 4.7a t o m 4.7c sammanställs beräknad temperatur-, densitets- och fukt-fördelning för beräkningsfall nr 7 vid de i figurerna angivna brandtiderna.

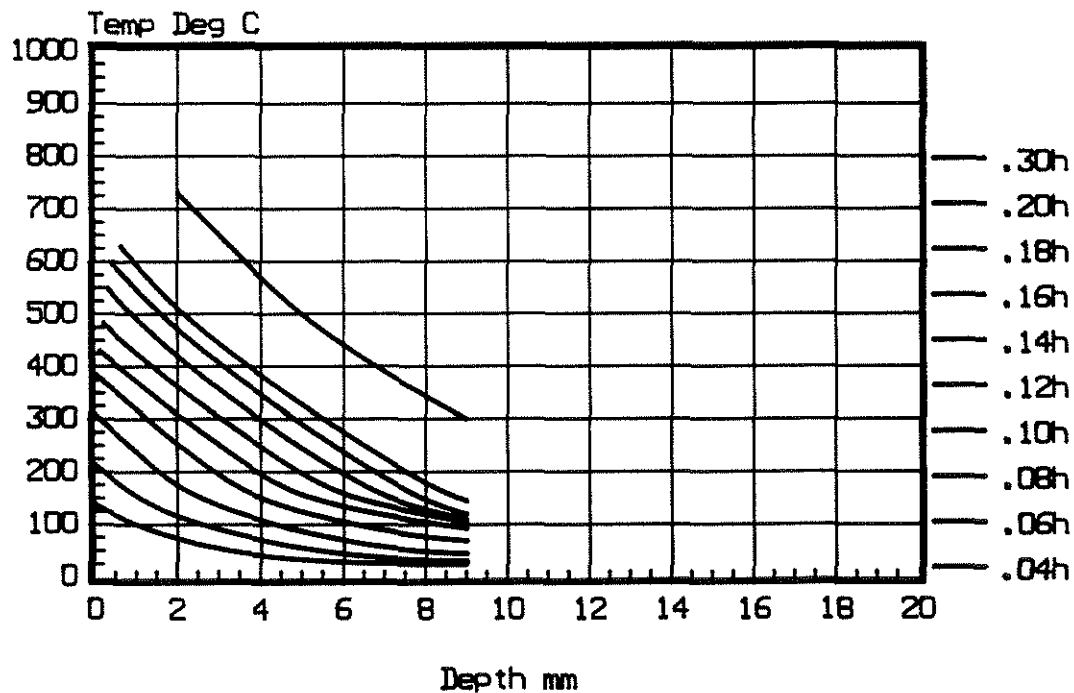


Fig. 4.7a Beräkningsfall nr 7.
Temperaturfördelning i 9 mm fiberskiva vid varierande brandtid.
Densitet = 800 kgm^{-3} . Fuktkvot = 11%. ISO 834.

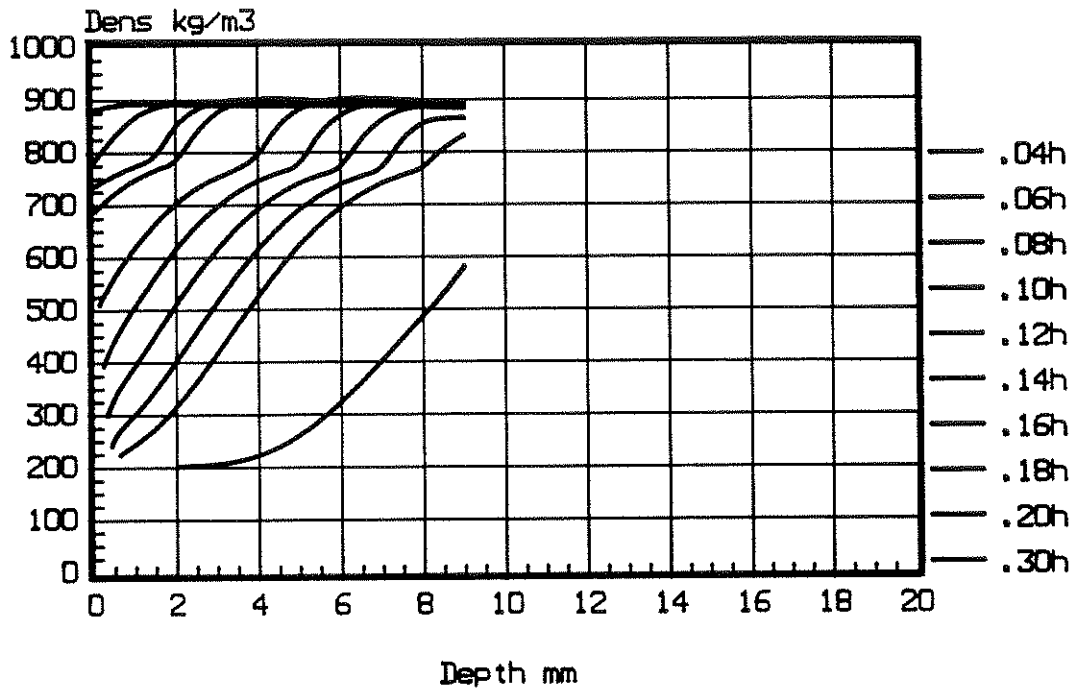


Fig. 4.7b Beräkningsfall nr 7.
 Densitetsfördelning i 9 mm fiberskiva vid varierande brandtid.
 Densitet = 800 kgm^{-3} . Fuktkvot = 11%. ISO 834.

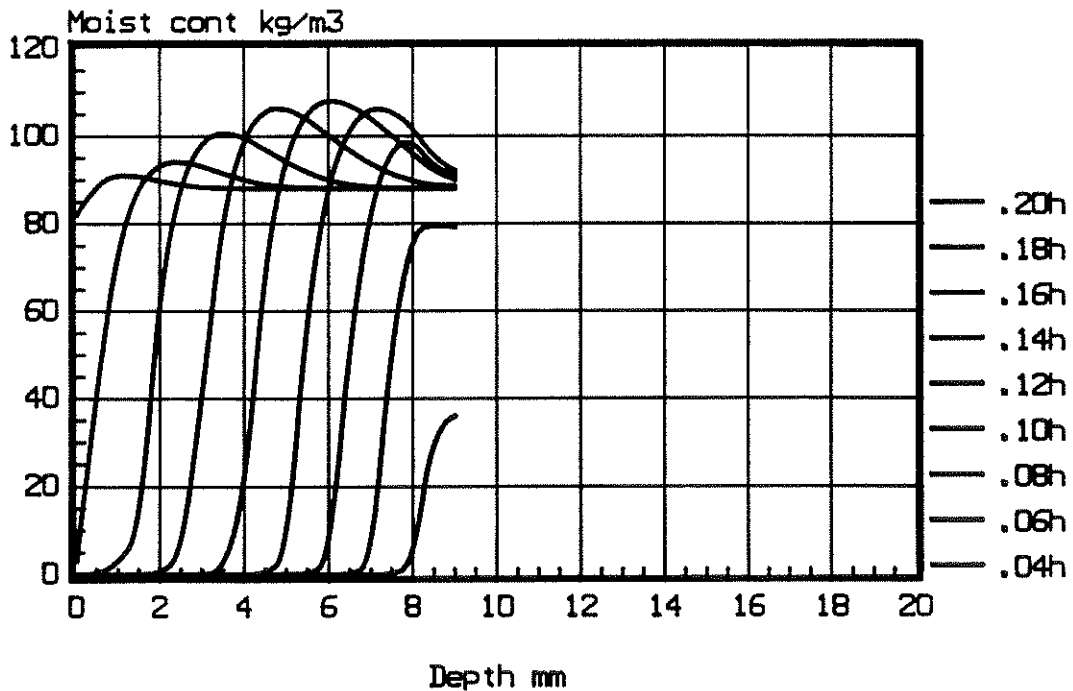


Fig. 4.7c Beräkningsfall nr 7.
 Fuktfördelning i 9 mm fiberskiva vid varierande brandtid. Densitet
 = 800 kgm^{-3} . Fuktkvot = 11%. ISO 834.

4.8 Beräkningsfall nr 8

Material: Fiberskiva

Tjocklek: 9 mm

Densitet: 800 kgm^{-3}

Fuktkvot: 8%

Randvillkor:

Brandsida: ISO 834

Baksida: Isolerad med 100 mm mineralull $\rho = 150 \text{ kgm}^{-3}$, rumstemp.
20°C

I figur 4.8a t o m 4.8c sammanställs beräknad temperatur-, densitets- och fukt-fördelning för beräkningsfall nr 8 vid de i figurerna angivna brandtiderna.

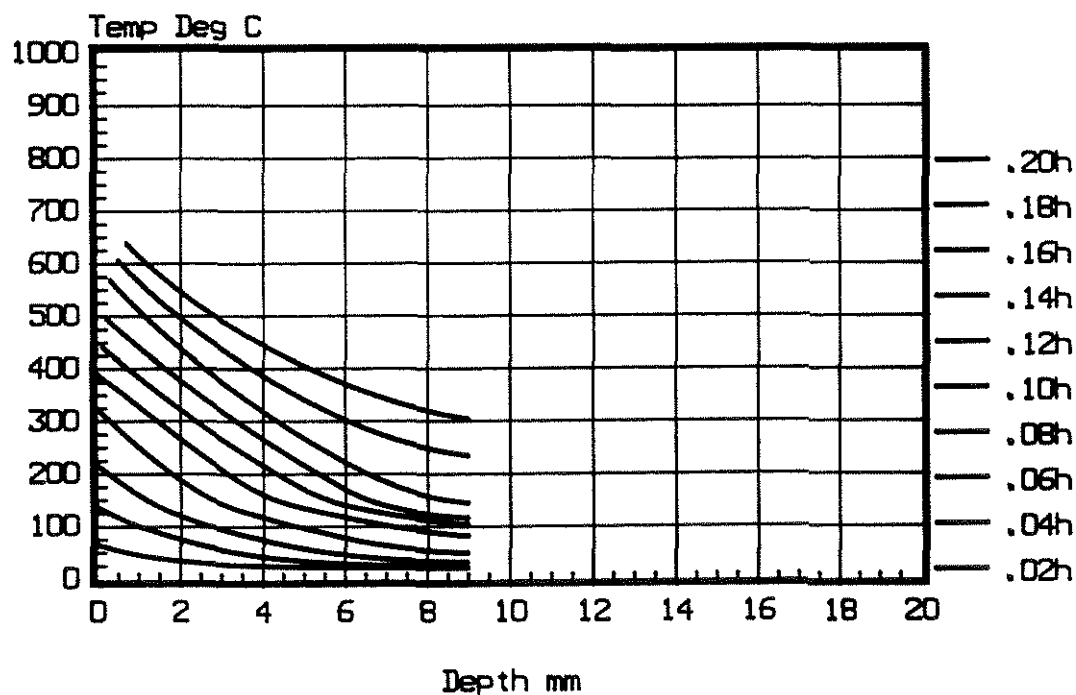


Fig. 4.8a Beräkningsfall nr 8.
Temperaturfördelning i 9 mm fiberskiva vid varierande brandtid.
Densitet = 800 kgm^{-3} . Fuktkvot = 8%. ISO 834. Isolerad baksida.

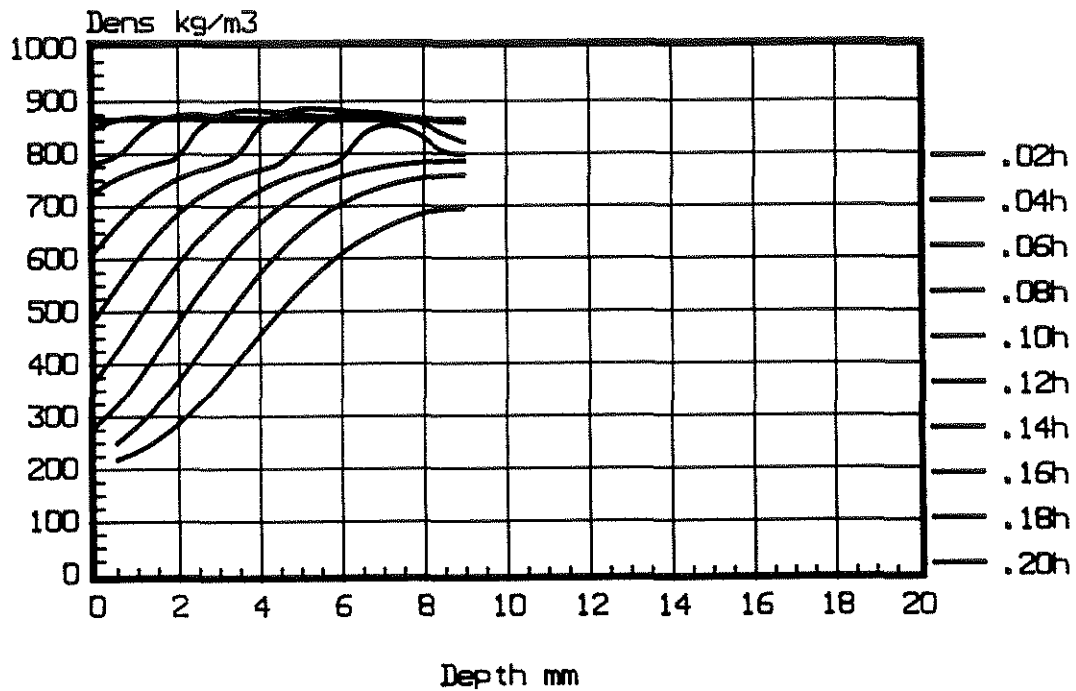


Fig. 4.8b Beräkningsfall nr 8.
 Densitetsfördelning i 9 mm fiberskiva vid varierande brandtid.
 Densitet = 800 kgm^{-3} . Fuktkvot = 8%. ISO 834. Isolerad baksida.

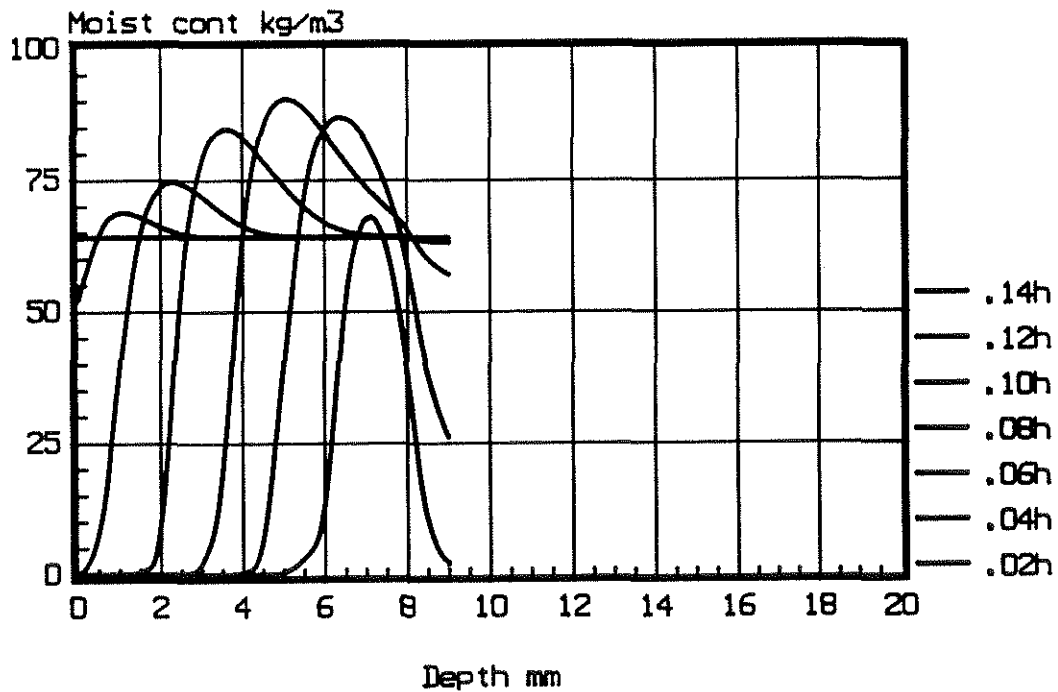


Fig. 4.8c Beräkningsfall nr 8.
 Fuktfördelning i 9 mm fiberskiva vid varierande brandtid. Densitet
 = 800 kgm^{-3} . Fuktkvot = 8%. ISO 834. Isolerad baksida.

4.9 Beräkningsfall nr 9

Material: Träpanel
 Tjocklek: 13 mm
 Densitet: 500 kgm^{-3}
 Fuktkvot: 12%
 Randvillkor:
 Brandsida: ISO 834
 Baksida: Oisolerad, rumstemp. 20°C

I figur 4.9a t o m 4.9c sammanställs beräknad temperatur-, densitets- och fukt-fördelning för beräkningsfall nr 9 vid de i figurerna angivna brandtiderna.

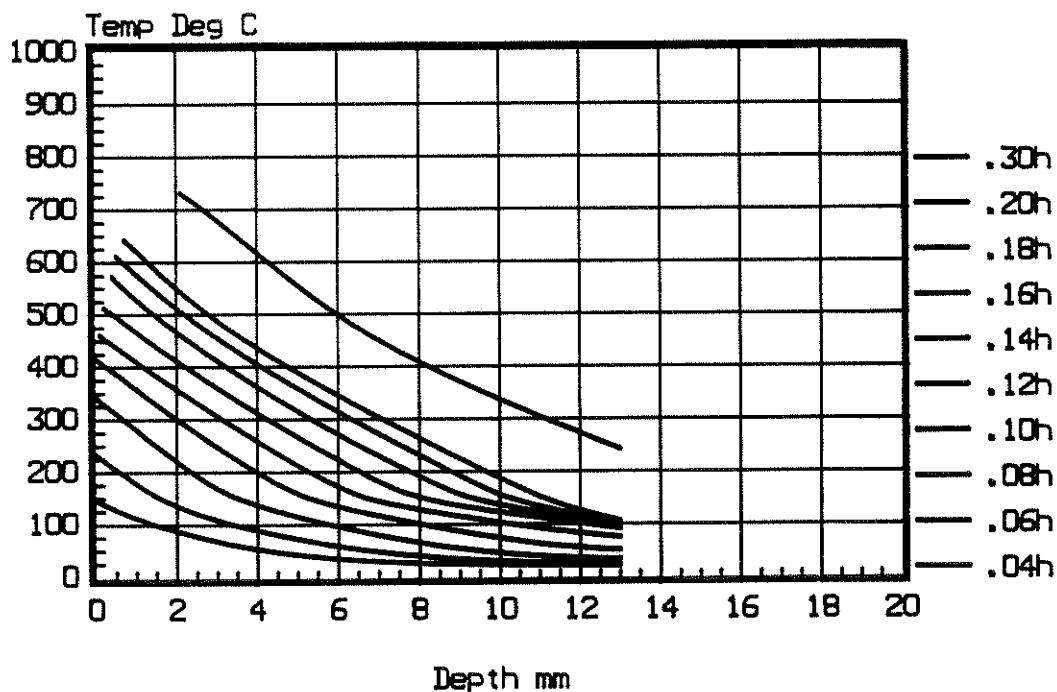


Fig. 4.9a Beräkningsfall nr 9.
 Temperaturfördelning i 13 mm träpanel vid varierande brandtid.
 Densitet = 500 kgm^{-3} . Fuktkvot = 12%. ISO 834.

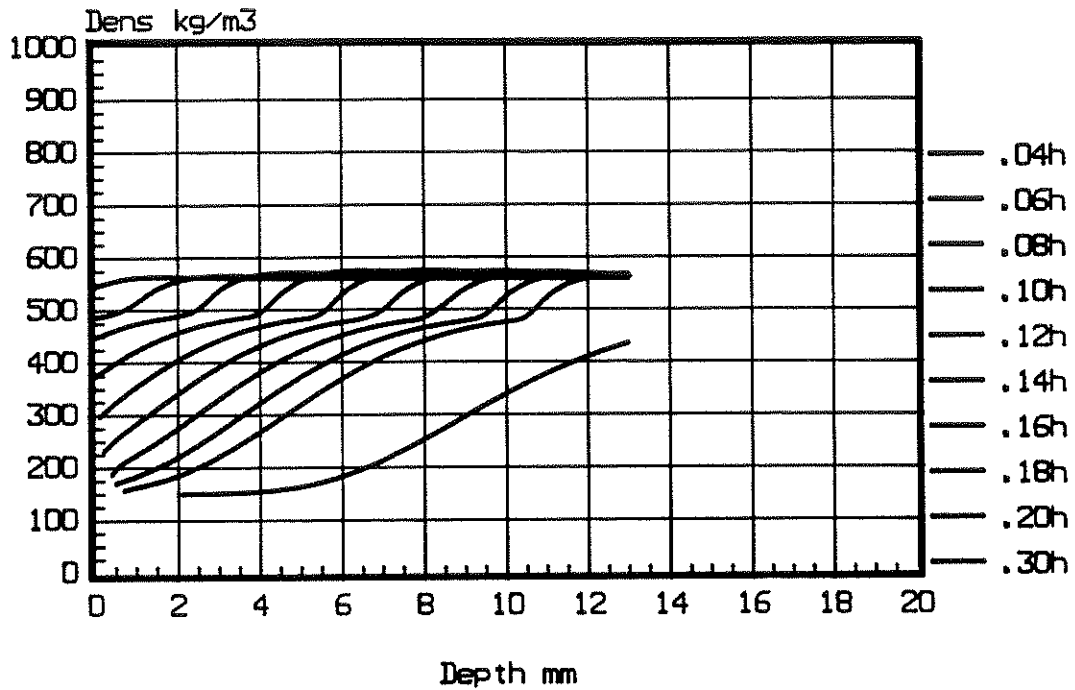


Fig. 4.9b Beräkningsfall nr 9.
Densitetsfördelning i 13 mm träpanel vid varierande brandtid.
Densitet = 500 kgm^{-3} . Fuktkvot = 12%. ISO 834.

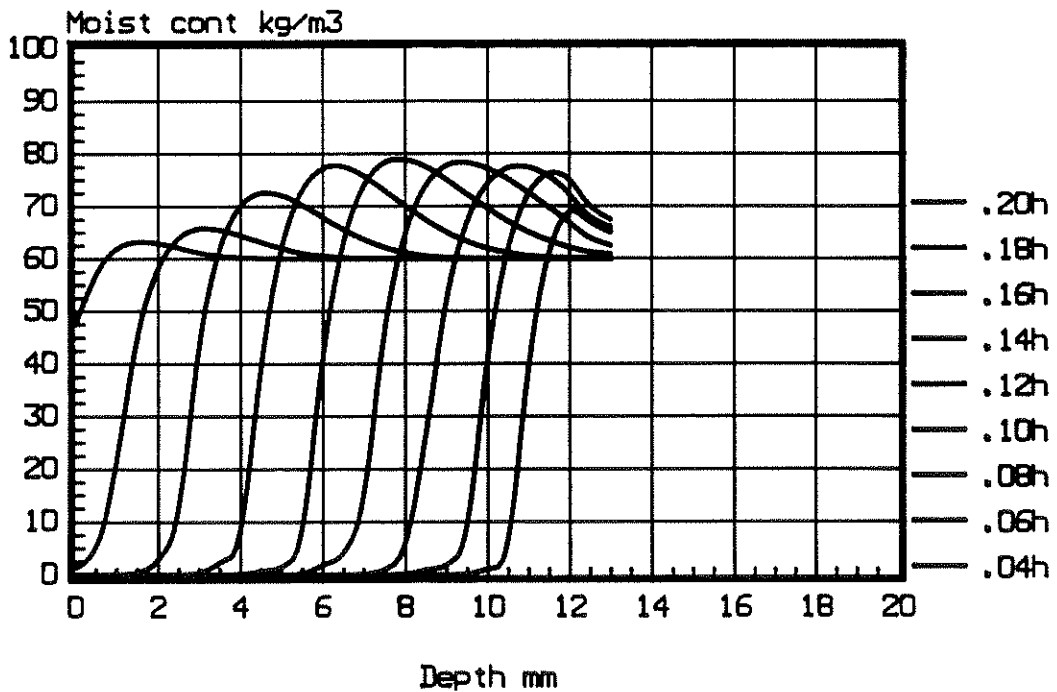


Fig. 4.9c Beräkningsfall nr 9.
Fuktfördelning i 13 mm träpanel vid varierande brandtid. Densitet
= 500 kgm^{-3} . Fuktkvot = 12%. ISO 834.

4.10 Beräkningsfall nr 10

Material: Träpanel

Tjocklek: 13 mm

Densitet: 500 kgm^{-3}

Fuktkvot: 4%

Randvillkor:

Brandsida: ISO 834

Baksida: Oisolerad, rumstemp. 20°C

I figur 4.10a t o m 4.10c sammanställs beräknad temperatur-, densitets- och fuktfördelning för beräkningsfall nr 10 vid de i figurerna angivna brandtiderna.

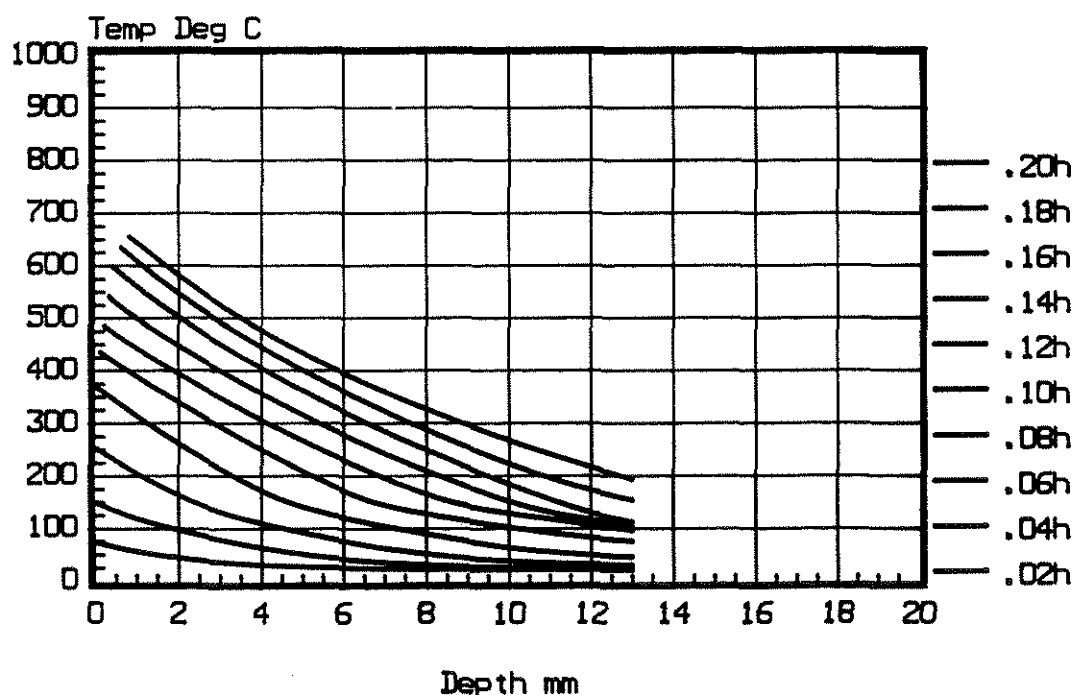


Fig. 4.10a Beräkningsfall nr 10.
 Temperaturfördelning i 13 mm träpanel vid varierande brandtid.
 Densitet = 500 kgm^{-3} . Fuktkvot = 4%. ISO 834.

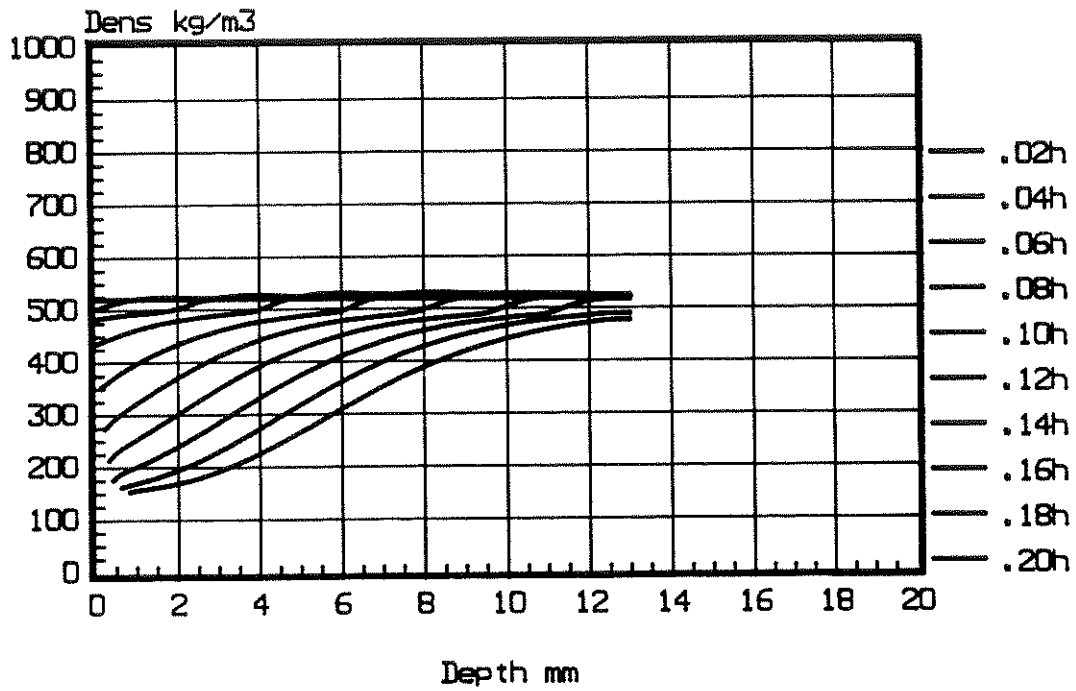


Fig. 4.10b Beräkningsfall nr 10.
 Densitetsfördelning i 13 mm träpanel vid varierande brandtid.
 Densitet = 500 kgm^{-3} . Fuktkvot = 4%. ISO 834.

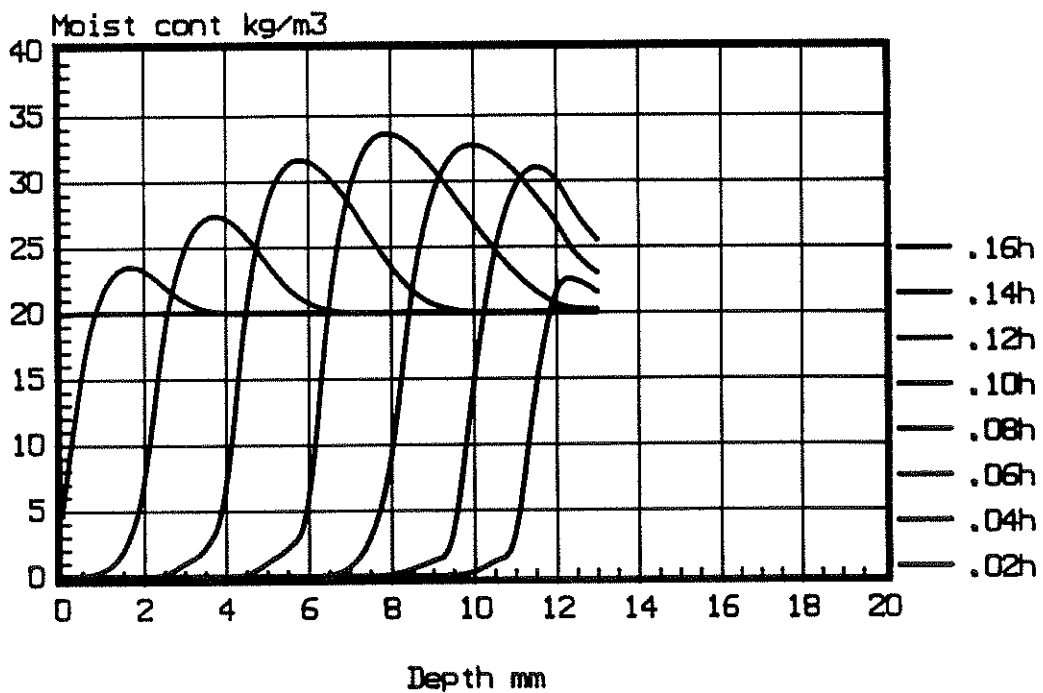


Fig. 4.10c Beräkningsfall nr 10.
 Fuktfördelning i 13 mm träpanel vid varierande brandtid. Densitet
 = 500 kgm^{-3} . Fuktkvot = 4%. ISO 834.

4.11 Kommentarer till beräkningsresultaten

Samtliga beräkningsfall har redovisats med en gemensam skala 0–20 mm för tvärsnittets tjocklek för att underlätta en direkt jämförelse mellan beräkningarna. Detta innebär att kurvskarorna redovisas fram till aktuell tjocklek för respektive skivmaterial.

För temperatursambanden gäller en gemensam temperaturskala mellan 0 till 1000°C. För densiteten gäller en gemensam densitetsskala mellan 0 till 1000 kgm⁻³. På grund av det kraftigt varierande fuktinnehållet har det ej varit möjligt att välja en gemensam skala för redovisningen. Läsbarheten i figurerna kräver att fuktskalan måste väljas med hänsyn till aktuellt fuktinnehåll.

Kolytans oxidation som funktion av brandtiden kan avläsas i figurerna genom att studera den punkt för vilken redovisningen av sambanden börjar vid aktuell tid. Speciellt tydligt framgår kolytans regression i temperatursambanden.

Kolskiktineträngningen vid aktuell tid kan avläsas i sambanden för densitetsfördelningen. Som framgår av densitetssambanden sker förkolningen successivt med en kontinuerlig övergång från ursprungligt trämaterial till träkol. Kolskiktets läge kräver därför en definition av den densitetsnivå som anger kolskiktineträngningen. I beräkningarna har träkolets densitet satts till 200 kgm⁻³ för träskivorna, dvs materialen med hög initiell densitet, och 150 kgm⁻³ för träpanel. Densitetsnivån för när träkolsbildningen börjar ligger över den slutliga densiteten för träkol men under den initiala densiteten för trämaterialiet.

Om vi definierar förkolningszonens början som det läge där trämaterialiets densitet har minskat med 20% av det torra materialets initiala densitet erhålls följande densitetsnivåer för respektive material

Spånskiva ($\rho_0 = 700 \text{ kgm}^{-3}$)	560 kgm ⁻³
Fiberskiva ($\rho_0 = 800 \text{ kgm}^{-3}$)	640 kgm ⁻³
Träpanel ($\rho_0 = 500 \text{ kgm}^{-3}$)	400 kgm ⁻³

Dessa densitetsnivåer utnyttjas för att beräkna medelförkolningshastigheten för de tre materialen fram till 12 min brandtid. Studien begränsas till fuktnivån 8%. För träpanelen, där beräkningarna omfattar 4 och 12% fukttinnehåll approximeras förkolningshastigheten som medelvärdet mellan de två beräkningsfallen.

I figur 4.11 sammanställs beräknade förkolningshastighet för de tre materialen som funktion av initieell torrdenstet

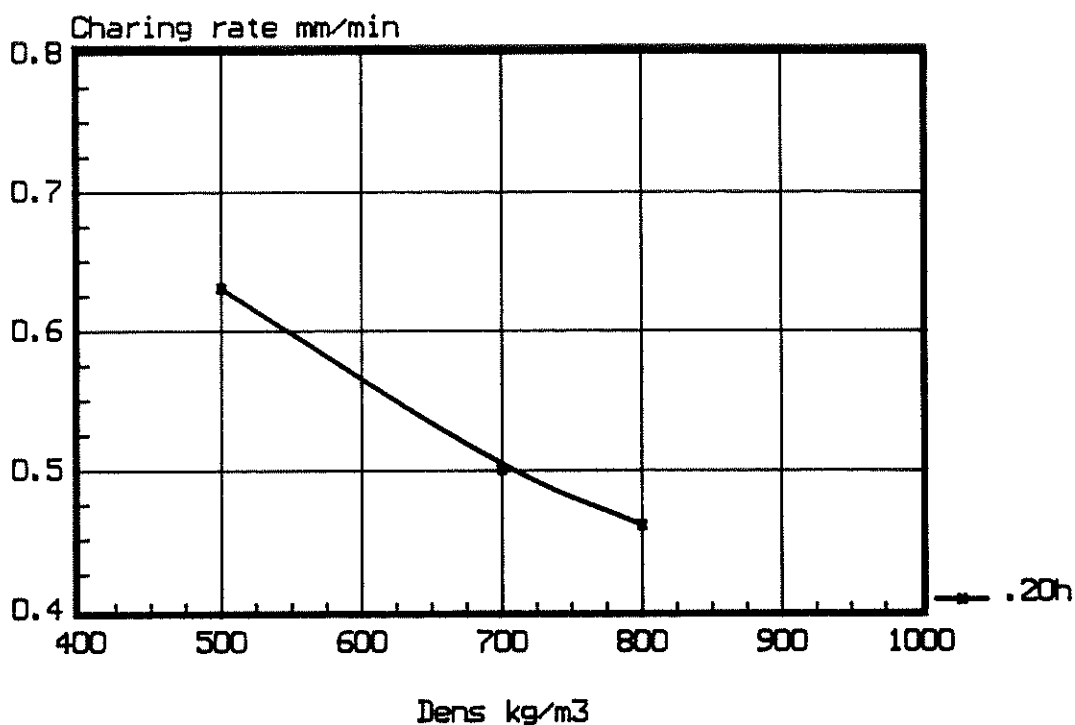


Fig. 4.11 Förkolningshastighet som funktion av initieell torrdenstet.

Sammanställningen i figur 4.11 är något oegentlig eftersom vi här har jämfört material med samma procentuella vatteninnehåll. Eftersom de torra materialen har olika initieell densitet motsvarar detta att dessa har olika initieellt vatteninnehåll. Om vi istället använder resultaten från träpanelen med 12% fukttinnehåll blir jämförelsen mer rättvisande. Förkolningshastigheten för träpanelen sjunker då från 0.63 till 0.56 mm/min. Sambandet i figur 4.11 blir då i princip rätlinjigt.

Inverkan av fukttinnehåll kan studeras för fiberskivan. I figur 4.11 redovisas förkolningshastigheten = 0.46 mm/min för fiberskivan vid fuktkvoten 8%. Om materialet är i stort sett torrt, dvs fuktkvoten 0,5%, erhålls förkolningshastigheten 0.67 mm/min. En ytterligare ökning av fukttinnehållet från 8% till 11% ger en minskning av förkolningshastighet till 0.42 mm/min.

Som framgår av det sagda har fukttinnehållet en avgörande inverkan på förkolningshastigheten. Även en isolering av skivans baksida påverkar förkolningshastigheten, vilket illustreras av beräkningsfall 8. Vid 8% fuktkvot ökar förkolningshastigheten från 0.46 mm/min till 0.58 mm/min då skivans baksida förses med en isolering.

Av sambanden för fuktfördelning framgår tydligt hur den initiella fukten successivt, på grund av uppbyggda tryckgradienter, pressas mot skivornas baksida. Detta innebär att fukttinnehållet i skivans inre delar till en början ökar. När temperaturen ökat till 100–120°C stiger trycket snabbt vilket innebär att fukten snabbt pressas undan. Över ca 200°C är materialet åter torrt.

5 JÄMFÖRELSE AV BERÄKNADE OCH UPPMÄTTA BRANDMOTSTÅND

Jämförelsen av beräknade och uppmätta brandmotstånd baseras på en utvärdering av de i kapitel 4 redovisade beräkningarna och genomförda mätningar enligt [2] och [3]. Jämförelsen baseras på isoleringskravet – dvs att temperaturen på den oexponerade sidan inte får öka med mer än 140°C i genomsnitt.

5.1 Experimentellt bestämda brandmotstånd

Provningarna har genomförts vid TräteknikCentrums brandlaboratorium i Stockholm. Vid provningarna har en liten ugn med de utvändiga måtten 620 x 525 x 600 mm använts. Den består av en ställåda som är invändigt klädd med isolertegel av typ Porosil-G. Teglet har densiteten 850 kgm⁻³ och tjockleken 70 mm. Invändigt är teglet putsat med ett 3 mm tjockt skikt av eldfast cementbruk. Ugnen värms med gasol och syre och gastillförsel regleras manuellt så att en termisk påverkan motsvarande standardbrand enligt ISO 834 erhålls.

Temperaturen i ugn och provkroppar mäts med termoelement av typ Cromel Alumel.

Resultaten från bestämning av skivors brandmotstånd i den lilla ugnen har jämförts med provningar i full skala vid Statens provningsanstalt i Borås. Överensstämmelsen mellan provningarna i liten och full skala konstateras vara god.

I tabell 5.1 sammanställs provningsresultat från den lilla ugnen för de material som är relevanta i denna rapport. Sammanställningen baseras på ett urval av de provningar som rapporterats i [2] och [3]. Samtliga provningar har genomförts som dubbelförsök. Endast tiden för isoleringskravet $T = 140^{\circ}\text{C}$ har återgivits i tabellen.

Tabell 5.1 Provningsresultat för bestämning av brandmotstånd där isoleringskravet $T = 140^{\circ}\text{C}$ är utslagsgivande [2], [3]

Ber. fall	Material	Tjocklek mm	Densitet kgm^{-3}	Fuktkvot %	$T = 140^{\circ}\text{C}$ min
1	Spånskiva	12	725	8.1	16:02
1	Spånskiva	12	720	8.1	14:45
4	Spånskiva	19	705	8.3	24:57
4	Spånskiva	19	705	8.3	26:30
5	Fiberskiva	9	780	0.4	8:18
5	Fiberskiva	9	780	0.4	8:51
6	Fiberskiva	9	810	8.4	11:51
6	Fiberskiva	9	810	8.4	11:21
7	Fiberskiva	9	790	10.7	12:39
7	Fiberskiva	9	800	10.7	13:01
8	Fiberskiva,isol	9	785	8.4	11:19
8	Fiberskiva,isol	9	785	8.4	10:43
9	Furupanel	12.5	505	12.7	14:58
9	Furupanel	12.5	560	13.2	13:57
10	Furupanel	12.9	550	4.0	12:46
10	Furupanel	12.9	505	3.8	12:01

5.2 Beräknade brandmotstånd

Beräknade brandmotstånd erhålls ur redovisade temperatursamband i kapitel 4. Brandmotståndet definieras som den tidpunkt när temperaturen på träskivan eller träpanelen ökat med 140°C över rumstemperaturen, dvs när temperaturen uppgår till 160°C .

För brandmotstånd som ligger mellan de tidpunkter, som redovisas i temperatursambanden, interpoleras rätlinjigt.

I tabell 5.2 redovisas beräknade brandmotstånd baserat på simuleringarna med beräkningsprogrammet WOOD1.

Tabell 5.2 Beräknade brandmotstånd baserat på simuleringar med beräkningsprogrammet WOOD1.

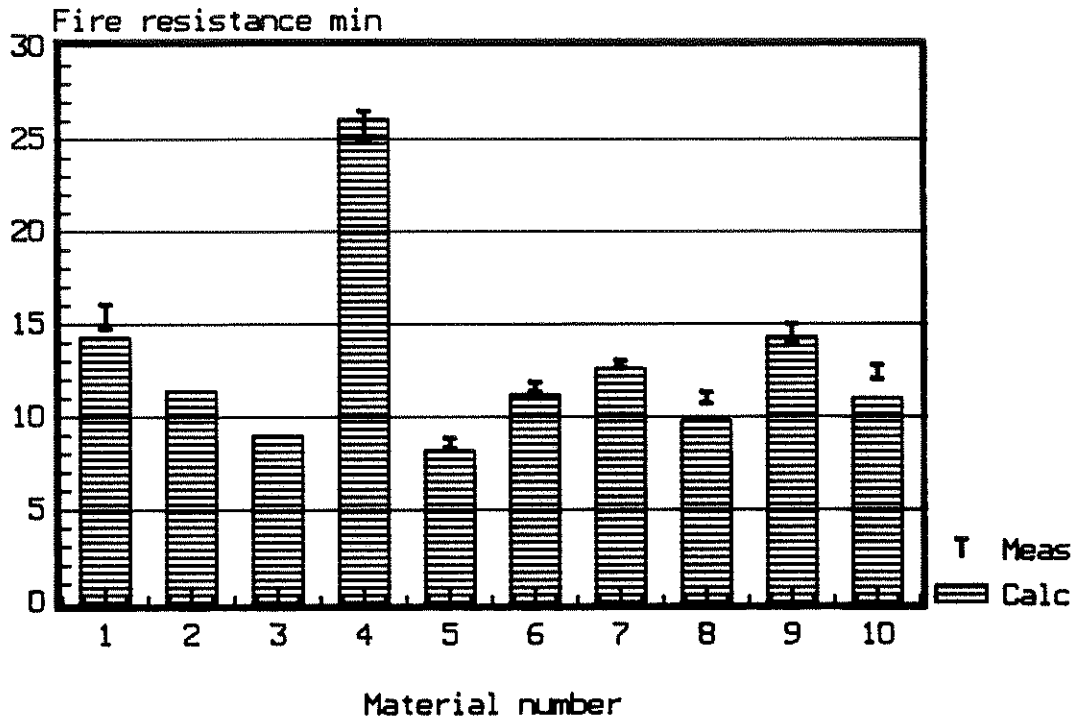
Ber. fall	Material	Tjocklek mm	Densitet kgm^{-3}	Fuktkvot %	Brandmotstånd min
1	Spånskiva	12	700	8	14:18
2	Spånskiva	12	700	8	11:24
3	Spånskiva *	12	700	8	9:00
4	Spånskiva **	19	700	8	26:06
5	Fiberskiva	9	800	0.5	8:12
6	Fiberskiva	9	800	8	11:12
7	Fiberskiva	9	800	11	12:16
8	Fiberskiva,isol	9	800	8	9:48
9	Träpanel	13	500	12	14:18
10	Träpanel	13	500	4	11:02

* Brandcell typ A, 200 MJ/m^2 , $0.04 \text{ m}^{1/2}$

** Brandcell typ A, 200 MJ/m^2 , $0.08 \text{ m}^{1/2}$

5.3 Sammanställning av beräknade och uppmätta brandmotstånd

Beräknade och uppmätta brandmotstånd sammanställs i figur 5.1. Av figuren framgår att det är en mycket bra överensstämmelse mellan teoretiskt bestämda brandmotstånd och de som erhållits genom provning. Avvikelsen mellan provning och beräkning är maximalt endast ca 1 min. De goda resultaten med beräkningsprogrammet WOOD1 illustrerar på ett klart sätt möjligheterna att med beräkningar generalisera provningsresultat. I en förlängning, efter fortsatta verifieringar, bör även extrapolering till ej tidigare provade materialkombinationer i nya konstruktioner kunna studeras med den teoretiska modellen.



Figur 5.1 Jämförelse av beräknade och uppmätta brandmotstånd. De fyllda staplarna anger beräknade brandmotstånd enligt WOOD1 [1]. De markerade max och min nivåerna anger resultaten från provningar som utförts som dubbelförsök [2], [3]

6 SAMMANFATTNING

I allt fler länder börjar en brandteknisk klassificering av byggnadsdelar tillåtas som bygger på en analytisk behandling i stället för på resultat av ugnsprovningar enligt ISO 834. I Sverige godtas sedan lång tid en analytisk brandteknisk dimensionering av bärande och avskiljande konstruktioner som ett alternativ till standardiserad termisk påverkan enligt ISO 834.

En väsentlig förutsättning för en analytisk behandling av dimensioneringsprocessen är utveckling av en analytisk modell för de väsentliga fysikaliska förloppen i upphettat trämaterial. Modellen skall hantera transient temperatur- och fukttillstånd i oförkolnade och förkolnade tvärsnittsdelar samt kolskiktets tillväxt i kombination med kolskiktets oxidation vid ytan vid varierande termisk påverkan. Här ingår även framtagning av materialdata för en sådan modell. Beräkningarna i detta arbete baseras på den modell som utvecklats av författaren och presenteras i [1]. Simuleringarna har utförts med det endimensionella datorprogrammet WOOD1. Även samtliga materialdata för beskrivning av trämaterialiet har hämtats i [1].

Eftersom modellen kräver en stor mängd materialdata som både varierar med temperatur och trämaterialiets densitet samt fukttinnehåll är det givetvis möjligt att anpassa egenskaperna så att en tillfredsställande beskrivning av de fysikaliska förloppen erhålls. Detta är dock ett förkastligt tillvägagångssätt. Vi erhåller med detta endast ett mått på hur väl ingångsdata har valts. Följande metod för framtagning av indata har därför valts.

I de beräkningar som har genomförts har samtliga materialdata tagits från [1]. De ingångsdata som har varierats är trämaterialiets tjocklek, densitet, fuktktvot, termisk exponering samt i ett fall en bakomliggande 100 mm mineralullsisolering. Dessa få och enkla indata är av den typ att de är kända vid en brandteknisk dimensionering.

Resultaten från samtliga beräkningar redovisas i diagramform där tre olika beräknade storheter sammanställs som funktion av avståndet från den brandutsatta ytan vid olika tidpunkter. Sammanställningen omfattar temperaturprofil, densitetsfördelning och fuktprofil.

Bedömningen av skivornas brandmotstånd baseras på samma funktionskrav som ges i den internationellt accepterade provningsmetoden, ISO 834 eller dess svenska motsvarighet SIS 02 48 20. Detta innebär för beräkningarna att brandmotståndet tas som den tid när isoleringskravet överskrids, dvs när temperaturökningen på den oexponerade sidan överskrider 140°C.

En jämförelse av beräknade och i provningar uppmätta brandmotstånd uppvisar en mycket bra överensstämmelse. Avvikelsen mellan provningarna och beräkningarna är maximalt endast ca 1 minut.

7 ABSTRACT

In an increasing number of countries, fire classification of elements of construction which is based on analytical treatment instead of the results of furnace tests in accordance with ISO 834 is beginning to be permitted. In Sweden, analytical fire engineering design of loadbearing and separating constructions as an alternative to design on the basis of standardised thermal action in accordance with ISO 834 has been approved for a long time.

One fundamental prerequisite for analytical treatment of the design process is the development of an analytical model for the essential physical processes in heated wood material. The model must be capable of treating transient temperature and moisture states in both uncharred and charred portions of the cross section, as well as the growth of the charred layer in combination with its oxidation at the surface due to variable thermal action. Material data for such a model must also be produced.

The calculations in this work are based on the model developed by the author and presented in (1). Simulations have been made with the unidimensional computer program WOOD1. All the material data for description of the wood material have also been taken from (1).

Since the model demands a large quantity of material data which vary both with temperature and the density and moisture content of the wood material, it is obviously possible to modify the properties so that a satisfactory description of the physical processes is obtained. This is however a reprehensible procedure. All that this approach provides is a measure of how well the input data have been chosen. The following method for the choice of input data has therefore been decided on.

In the calculations which have been carried out, all material data have been taken from (1). The input data which have been varied are the thickness, density, moisture content and thermal exposure of the wood material and, in one case, the provision of 100 mm mineral wool insulation behind the wood material. These few and simple input data are of a type such that they are known in conjunction with a fire engineering design.

The results of all calculations are presented in diagrams in which the three different calculated quantities have been set out as a function of the distance from the surface exposed to fire at different times. The presentation comprises temperature profile, density distribution and moisture profile.

Assessment of the fire resistance of the board material is based on the same performance requirements as those set out in the internationally accepted test method, ISO 834, or its Swedish counterpart SIS 02 48 20. This implies for the calculations that the fire resistance is taken to be the time when the insulation requirement is no longer complied with, i.e. when the rise in temperature on the unexposed face exceeds 140°C.

A comparison of the calculated fire resistances and those measured in the tests shows very good agreement. The maximum difference between the tests and the calculations is only about 1 minute.

7 REFERENSER

- [1] FREDLUND, B., A model for heat and mass transfer in timber structures during fire. A theoretical, numerical and experimental study. Report LUTVDG/(TVBB-1003). Department of Fire Safety Engineering, Lund Institute of Science and Technology, Lund 1988.
- [2] NOREN, J., ÖSTMAN, B., Skivmaterials bidrag till brandmotståndet, Träteknik rapport nr 79, TräteknikCentrum. Stockholm mars 1985.
- [3] NOREN, J., ÖSTMAN, B., Träpanelers bidrag till brandmotståndet, TräteknikCentrum Rapport I 8609054, TräteknikCentrum, Stockholm oktober 1986.
- [4] CLAESSION, J., GAFFNER, D., Moisture in porous building materials (in Swedish). Department of Mathematical Physics and Department of Building Science. Report BKL 1977:1, Lund, april 1977.
- [5] MACLEAN, J.D., Thermal conductivity of wood. Transaction American Society of Heating and Ventilation Engineers 47, pp. 323-354, 1941.