

Gietfouten Roerpot en Asuithouders LCF

Prof.ir. B. Boon (Laboratorium van Scheepsconstructies)
Ir. T. Lujendijk (Laboratorium voor Materiaalkunde)

Rapport SSL-374
Technische Universiteit Delft
Laboratorium voor Scheepsconstructies

19 november 1998

Gietfouten Roerpot en Asuithouders LCF

1. Inleiding

Bij de Schelde Scheepsnieuwbouw is in aanbouw voor de Koninklijke Marine het Luchtverdedigings en Commando Fregat (LCF) "Zeven Provinciën".

De roerpotten en asuithouders van het LCF zijn door de firma Weardale Steel gefabriceerd uit gietstaal. Bij het niet-destructief kwaliteitsonderzoek van de gietstukken werden zowel in de roerpotten als in de asuithouders aanwijzingen van gietfouten gevonden. De indicaties waren dusdanig dat volgens de bij de bestelling gehanteerde normen de gietstukken afgekeurd zouden moeten worden.

Schelde Scheepsnieuwbouw is echter van mening dat de gietstukken ook met de gevonden gietfouten (slinkholtes) in alle opzichten voldoen aan de eisen gesteld door het ontwerp en de voor het schip te verwachten operationele condities. Zij baseren zich hierbij op overwegingen en berekeningen die in diverse Schelde-rapporten zijn neergelegd.

Schelde Scheepsnieuwbouw heeft aan de Technische Universiteit Delft, Studierichting Maritieme Techniek, sectie Constructie en Sterkte van Schepen gevraagd de Schelde overwegingen en berekeningen als vastgelegd in hun rapporten en aanvullende mondelinge informatie kritisch te beoordelen en een advies te geven ten aanzien van de aanvaardbaarheid van de genoemde gietstukken.

2. De gietfouten

De gietfouten zijn gedetecteerd middels niet-destructief ultrasoon en radiografisch onderzoek. Voor zover herkenbaar zijn de fouten in de roerpotten een concentratie van kleine afwijkingen (minder dan 3 mm) over een gebied in de orde van grootte van 50 mm in het midden van het gietstuk. Ook in de asuithouder zijn de fouten, voor zover met ultrasoon testen kan worden nagegaan, kleine afwijkingen (enkele millimeters) wederom in het midden van het gietstuk. De dikte van het gebied met deze indicaties is ongeveer 10 mm, de breedte 120-140 mm, terwijl de lengte in één poot van de asuithouder 180 mm is, in de andere ongeveer 1000 mm.

Het lange foutengebied in de asuithouder is vervolgens onderzocht door het boren van een 4-tal blinde gaten, diameter 85 mm, tot in het gebied met de indicaties. Daarbij is geconstateerd dat het gietstaal in deze gebieden "sponsachtig" was met gaatjes in het algemeen minder dan 3 mm. In één van de boorgaten werd een holte aangetroffen met een diameter van ongeveer 10 mm. Uit de mondelinge gegeven beschrijving mag worden aangenomen dat het volumetrisch "holtepercentage" in het sponsachtig gebied minder dan 5% bedraagt.

De hierboven gegeven beschrijving van de gevonden gietfouten stemt volledig overeen met dat wat normaal in een giet- of slinkholte verwacht wordt. Bij het afkoelen van het gesmolten staal wordt een dendritische structuur gevormd. Zolang voldoende gesmolten staal aanwezig is groeien de dendrietten tot de ruimte volledig gevuld is en ontstaat een normale kristalstructuur. Aangezien het gestolde materiaal een kleiner volume inneemt dan het gesmolten materiaal kunnen aan het eind van het stollingsproces kleine holtes tussen de dendrietarmen ontstaan omdat onvoldoende gesmolten materiaal aanwezig was om deze ruimtes geheel te vullen. Deze holtes kunnen vrij groot zijn ten opzichte van de atoomafmetingen maar hun afmetingen zijn zelden meer dan 2 à 3 mm. Wel kunnen deze holtes vrij scherpe begrenzingen kennen. De in het gietstuk aangetroffen grotere holte (diameter ongeveer 10 mm) kan een gasholte zijn, die waarschijnlijk vrij rond in vorm is.

Met nadruk moet erop worden gewezen dat dergelijke slinkholtes niet ontstaan op de volgende vaak vermoede wijze. Het afkoelende, reeds gestolde materiaal wil een steeds kleiner volume innemen, waardoor hoge inwendige trekspanningen kunnen ontstaan. Zulke spanningen zouden zo hoog kunnen worden dat scheuren en holtes in het materiaal kunnen ontstaan. Dergelijke scheuren zouden vrij lang kunnen zijn en zeer scherpe uiteinden kunnen hebben. Als gezegd: dit is niet de manier waarop giet- of slinkholtes ontstaan.

Afgezien van de kleine echte slinkholtes heeft het materiaal in het grotere gebied dat bij NDT naar voren komt en vaak in zijn geheel gietholte wordt genoemd, een normale en gezonde kristalstructuur. De mechanische eigenschappen van dit materiaal wijken in het algemeen niet veel af van die van het materiaal zonder slinkholtes. Over het hele slinkgebied kunnen de kleine echte holtes leiden tot een iets lagere effectieve treksterkte en een iets kleinere elasticiteitsmodulus. De verschillen met het materiaal zonder slinkholtes zullen in het algemeen echter klein zijn.

3. Bedrijfsspanningen in de gietstukken

Schelde Scheepsnieuwbouw heeft de asuithouders middels eindige elementen doorgerekend zonder en met de invloed van de gietholtes. Hierbij zijn de gietholtes gemodelleerd door over het gehele gebied waarin de kleine holtes optreden, de volume elementen volledig weg te nemen. Daarbij werd een spanningsverhoging als gevolg van de gietholtes geconstateerd van maximaal ongeveer 15%. Deze stijging kan volledig verklaard worden uit de door de kleinere materiaaldoorsnede verhoogde gemiddelde spanning. Een extra ontstane spanningsconcentratie blijkt niet uit deze berekeningen. Hierbij moet worden aangetekend dat de door deze modellering binnenin het gietstuk aanwezige scherpe hoeken rond de gietholte een zeer lokale spanningsconcentratie zouden moeten opleveren. De afmetingen van de daar ter plaatse gebruikte elementen is zo groot en de daar optredende gemiddelde spanningen zo laag, dat deze concentratie niet uit de berekeningen blijkt. Daar staat tegenover dat de werkelijke vorm van de gietholte (beter zou zijn te spreken over "het gebied" van de kleine slinkholtes) niet de scherpe hoeken kent die in het model zijn gebruikt.

Belangrijker is dat, zoals eerder aangegeven, de gietholte niet leeg is, maar materiaal bevat met vrijwel normale eigenschappen. De door Schelde Scheepsnieuwbouw berekende invloed van de gietholtes op de in de asuithouders optredende spanningen moet dan ook als zeer conservatief worden beschouwd. De werkelijke invloed is waarschijnlijk duidelijk minder dan de berekende invloed (welke op zich al niet meer dan ongeveer 15% was).

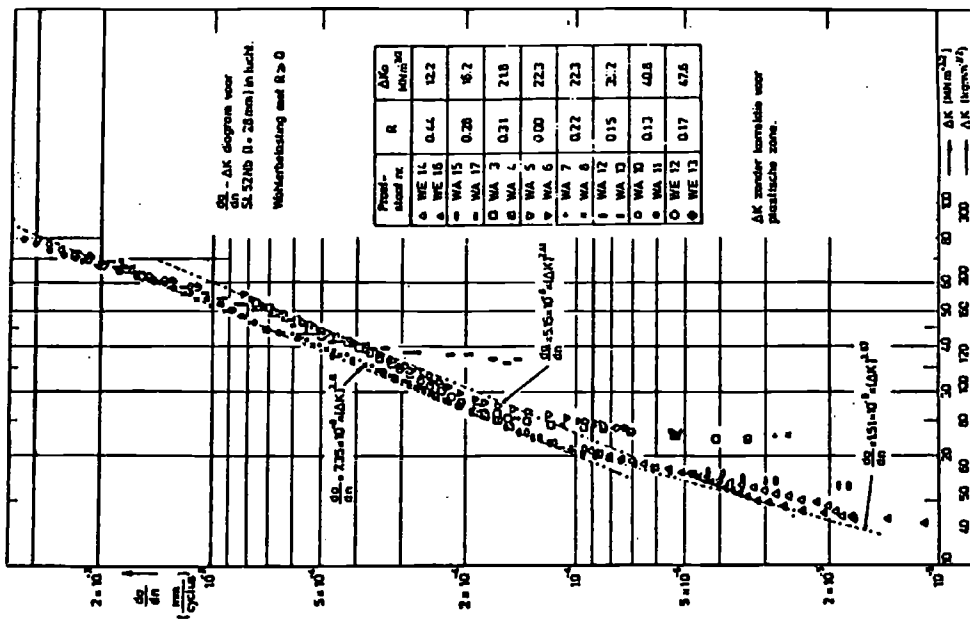
4. De vermoeiingssterkte van de asuithouders

De vermoeiingssterkte van de asuithouders moet op twee plaatsen beoordeeld worden: daar waar de hoogste spanningsvariaties optreden en ter plaatse van de kleine slinkholtes.

De hoogste spanningsvariaties treden op aan het oppervlak van de asuithouders, daar waar een geometrische spanningsconcentratie optreedt. Schelde Scheepsnieuwbouw heeft de invloed van de gietholtes op de vermoeiingslevensduur van dat punt berekend en geconstateerd dat de dan gevonden levensduur blijft voldoen aan de gestelde criteria. Schelde is daarbij uitgegaan van een spanningsverhoging van ongeveer 15%, die, zoals eerder vermeld, volledig veroorzaakt wordt door de door de gietholte verhoogde gemiddelde spanning. Hiervoor werd aangegeven dat de werkelijke spanningsverhoging waarschijnlijk duidelijk kleiner is dan de door Schelde gebruikte waarde. Hieruit volgt dat de invloed van de gietholte op het vermoeiingsleven van dit detail veel kleiner zal zijn dan door Schelde berekend.

De situatie ter plaatse van de gietholte is door Schelde beschouwd als betref het hier een vermoeiingsbeschouwing in moedermateriaal (dus zonder lasinvloeden en dergelijke). Zo'n benadering geldt eigenlijk voor het vermoeiingsgedrag van het onbeschadigde vrije oppervlak van een (relatief dunne) plaat. De werkelijke situatie is enerzijds ongunstiger, nl. omdat in het materiaal reeds kleine, scherpe slinkholtes aanwezig zijn. Anderzijds is de situatie gunstiger omdat deze slinkholtes zich niet bevinden aan het vrij materiaal oppervlak, maar ingebed zijn in de materiaal massa.

Een betere benadering is die middels de breukmechanica. De spanningsintensiteit rond een ingebedde scheur bedraagt $K=C\sigma\sqrt{\pi a}$. Hierin is a de halve scheurlengte loodrecht op de richting van de ter plaatse heersende spanning σ . C is een correctiefractione afhankelijk van vele factoren, maar voor een ingebedde scheur altijd kleiner dan 1. Door Schelde scheepsnieuwbouw is een maximaal spanningsniveau in het gebied van de krimpholtes uitgerekend van minder dan 50 MPa. Teneinde conservatief te zijn kan deze laatste waarde worden aangehouden als niveau van de spanningswisseling $\Delta\sigma$, terwijl als $C=1$ genomen wordt en als $a=2 \text{ mm} = 0,002 \text{ m}$. Hiermee gerekend zou $\Delta K 4 \text{ MNm}^{1/2}$ bedragen (let wel, dit is een zeer conservatieve aanname). Hieronder is aangegeven dat de da/dn -kromme voor een hoge sterkte staal.



Een dergelijke kromme is momenteel niet voorhandenvoor gietstaal. Hanteren we de kromme voor plaatstaal dan mag worden geconcludeerd dat zelfs bij deze zeer conservatieve aanname geen groei van de slinkholtes zal optreden.

Bij de gevonden grotere holte moet rekening worden gehouden met een spanningsconcentratie factor van hooguit 3. Maar in die situatie blijft ΔK zo klein dat waarschijnlijk geen of nauwelijks scheurgroei zal optreden tijdens de operationele levensduur van de asuithouders.

Concluderend: de door Schelde Scheepsnieuwbouw gehanteerde benadering van het vermoeiingsleven, die aangaf dat dit voldoende is voor de ontwerpcriteria, is conservatief vergeleken met de meer correcte benadering via de breukmechanica.

5. Reparatie van de gaten

In één van de asuithouders is een viertal gaten geboord teneinde het materiaal in de gietholte nader te onderzoeken. Natuurlijk moeten deze gaten worden gedicht alvorens het schip in gebruik kan worden genomen.

Gezien de plaats, de vorm en de afmetingen van de gaten is het sterktechnisch waarschijnlijk dat de gaten gehandhaafd zouden kunnen blijven. Visuele, corrosietechnische en akoestische overwegingen maken dichten echter noodzakelijk.

Het valt te overwegen de gaten te dichten met een of andere kunsthars. Indien gevreesd wordt dat deze hars onder invloed van trillingen en uitwendige belastingen zou kunnen losraken en uit het gat vallen, is het mogelijk een of meer rondgaande groeven in de gatwand te fabriceren voordat de hars wordt aangebracht.

Als gekozen wordt voor reparatie van de gaten door middel van lassen moet de kans op grote lasspanningen en scheuren geminimaliseerd worden. Aanbevolen wordt een goed aanvloeiende elektrode of gevulde draad te gebruiken. Lasvolgorde en goed voor- en nawarmen zijn eveneens belangrijk. Eventueel kunnen de diverse laslagen uitgehamerd worden door het spanningsniveau te verlagen.

6 Conclusie

Uit de gegevens van de gietfouten en beschouwing van de verwachte operationele belastingen kan worden geconcludeerd dat de betreffende gegoten roerpotten en asuithouders in het schip kunnen worden gebruikt. De aangebrachte gaten kunnen op adequate wijze worden gedicht.

Tenslotte is het waarschijnlijk dat ook bij vorige en eventuele nieuwe gietstukken vergelijkbare gietfouten onvermijdelijk zijn. Het verbeteren van de voeding van de gietstukken is geen gemakkelijke zaak, vereist de nodige research en zal resulteren in een aanzienlijke stijging van de kostprijs. Er is dan ook weinig reden nieuwe gietstukken te overwegen

**Calculation procedures for the optimisation of a removable
bulkhead of FRP based on different sandwich
configurations**

SSL Report number 372

Wiard Leenders

Ship Structures Laboratory / Laboratory for Fibre Reinforced Plastics
Faculty of Design, Engineering and Production
Delft University of Technology

Calculation procedures for the optimisation of a removable bulkhead of FRP based on different sandwich configurations

This report is prepared as part of the project 'Statically loaded Composites in Ship Structures' executed by the Ship Structures Laboratory as well as the Laboratory for Fibre Reinforced Plastics at the Delft University of Technology. The project is supported by 8 Dutch companies, Bureau Veritas, Lloyd's Register, Polymarin B.V., Roden Staal B.V. Scheepswerf Peters B.V., Royal Schelde B.V. Wagenborg Shipping B.V. and Thalassa B.V. as well as the Dutch government.

SSL Report number 372

9 November 1998

Wiard Leenders

Ship Structures Laboratory / Laboratory for Fibre Reinforce Plastics
Faculty of Design, Engineering and Production
Delft University of Technology

Contents

1. Introduction	2
2. Case study	3
3. Calculations	5
4. Boundary conditions	8
5. Results	8
6. Conclusions and recommendations	10

1. Introduction

The panel structures dealt with in the projects StatCinSS¹ and DynCinSS² will be of sandwich type. Many options are possible in material and geometry selection for the design of a sandwich panel. Part of these, like kind of skin material, can be chosen out of the economical point of view. Without making a detailed cost calculation it can easily be argued that other materials than glass reinforced polyester like carbon/epoxy and aramid/epoxy will become far too expensive within the given set of boundary conditions.

Also part of the variations are limited by regulations of classification societies or (national) authorities. Recommendations on strength and stiffness give minimum dimensions for thickness of skin and core material. Minimum weight and cost can be boundary conditions from operational point of view. In this total set of boundary conditions an optimum has to be found.

Despite all these regulations and material choices still a large number of combinations of materials and geometry's are possible.

Geometry³:

- thickness of skin panels
- thickness of core structure

type of core structure

- homogeneous (figure 1; A)
- profiles (figure 1; B)
- honeycomb (figure 1; C)

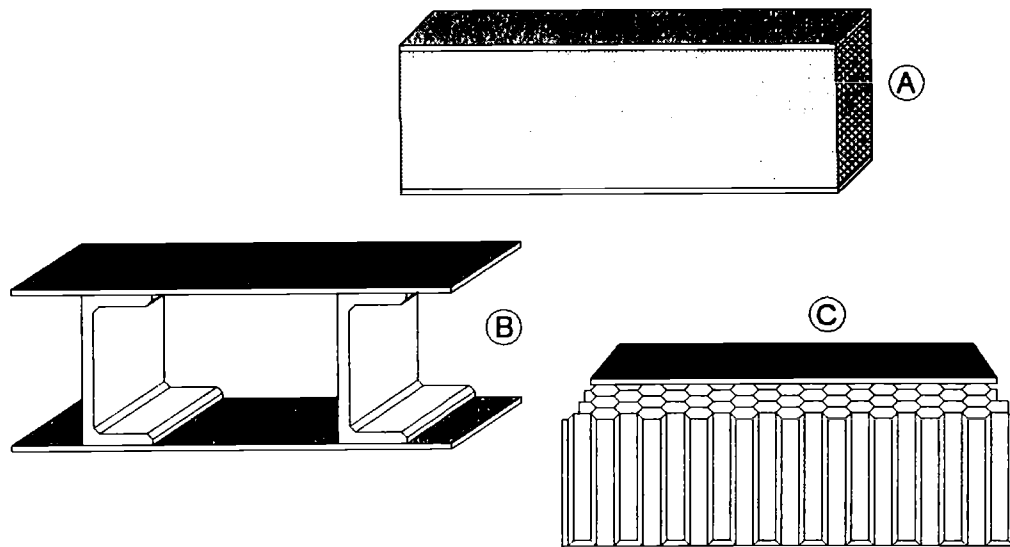


figure 1 : sandwich structures

Material for core structure⁴:

- homogeneous core
 - expanded polystyrene (EPS)
 - extruded polystyrene (XPS)
 - polyvinyl chloride (PVC, both linear and cross linked)
 - polyurethane (PUR, also PIR and PER)

¹ Statically loaded Composites in Ship Structures

² Dynamically loaded Composites in Ship Structures

³ Only common configurations are used

⁴ Only common materials are used

- end grain balsa
- honeycomb core
 - fibre reinforced plastic (FRP)
 - polypropylene (PP, Tubulam[®])
 - aramid paper (Nomex[®])
- profile core
 - fibre reinforced plastic (FRP)

In this report the following alternatives are considered (see table 1) and compared on quantitative base in order to make an optimum choice for the best panel given a certain situation.

table 1 : configurations & materials considered in the comparison

	Type	Material	Density kg/m ³
1	Foam core	EPS	60
2		XPS	40
3			45
4		PVC	45
5			55
6	Balsa		100
7	Honeycomb	Tubulam [®]	52
8	Profile	GRP – U profile ¹	-
9		GRP – U profile ²	-
10		GRP Corrugated panel	-

- 1) single : extruded stiffener
 2) double : laminated stiffener

This report is a summary of the optimisation procedure study. Detailed information about calculations and material properties can be obtained from the author of this report. The model for the large sandwich structure for the bulkhead is explained in chapter 2. In chapter 3 the principle of the optimisation procedure is explained and described are the structural calculations which are included. The numerical calculations are excluded from this report. Only the final results are included in graphical presentation. The boundary conditions of the bulkhead structure are described in chapter 4. Based on these boundary conditions the optimum geometry for each panel can be derived what is done in chapter 5. Finally the conclusions and recommendations follow in chapter 6.

2. Case study

The method of comparison can be used in general. However it is typically useful for the types of structure dealt with in the projects StatCinSS and DynCinSS. The beam used in the method is regarded as representative enough in this early design stage for both hatch-cover and bulkhead.

In the calculation is included the possibility to change in type of support and type of loading. (by means of changing a constant value, see table 2) The comparison is made for beams of unit width and of constant cross section (no panels, neither curved or flat) No details can be included. (see figure 3)

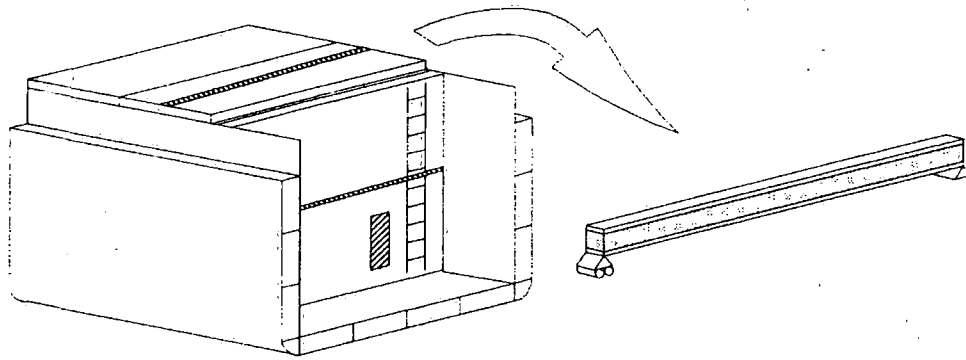


figure 2: from structure to beammodel

The dimensions (length and width) and load are based on the design of a steel equivalent as yet designed. (see drawing number 232^B buildingnr 457/454, Scheepswerf Peters B.V.)

length = 11,1 m (width of the bulkhead)
width = 1 m (unity width)

In reality the bulkhead is 11,1 m wide and 8,5 m high. The width of the bulkhead coincides with the length of the beam. This means that the loads are transmitted in horizontal direction to the sides of the ship over the full height. The structure of the steel equivalent is designed to transmit the loads first in vertical direction in very heavy horizontal beams which are connected to the sides of the ship.

This structure differs principally but is very heavy because of the very heavy beams. (only these horizontal beams represent almost 50% of the total weight so the weight reduction of 50% can never be achieved).

The optimum dimensions and configuration in thickness direction will be calculated in the procedure and depends on the given boundary conditions.

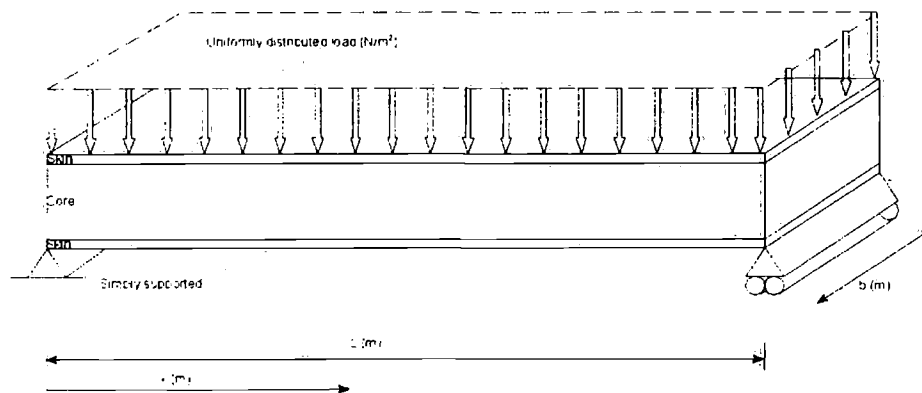


figure 3: simply supported beam with uniformly distributed load

The beam is simply supported at both ends. The load of the grain due to static and dynamic forces on one side of the bulkhead will be regarded as uniformly distributed along the beam (see Leenders, W.S., "Application of fibre Reinforced Plastics in shipbuilding", graduation report, September 1996, Delft.). In height the load it is trapezoidal distributed. (see figure 4)

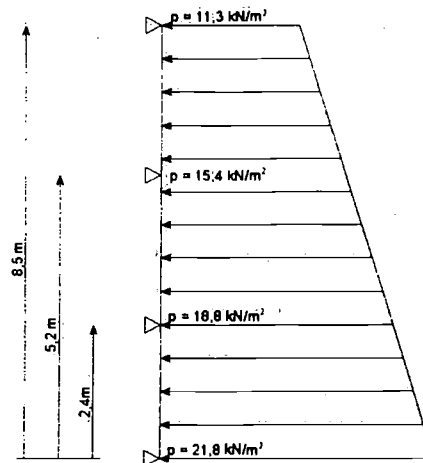


figure 4: load distribution

The design load used in the calculation is 16.500 N/m^2 . This is the average of minimum and maximum load on the structure.

3. Calculations

Based upon the model described above and for all the configurations mentioned in table 1, calculations are made using the PC program Microsoft Excel '97 and the calculated values are plotted in graphics. In the calculation only linear theory is used.

The technical properties of the materials used in the core are derived from information brochures from the different producers.

The properties of the laminate are averaged over the thickness and are assumed to be homogeneous. These properties are calculated with the aid of the PC program PLAMOR (developed by Nijhoff at the TU Delft.) The calculations are based on classical laminate theory.

Properties of the connection between skins and core material are not taken into account. The connection is assumed to have no influence on the material and structural properties calculated.

Structural calculations are made for:

- stiffness
- strength
- mass
- cost

These values are expressed as iso values. (=constant values)

- *stiffness*

Contrary to design in steel structures the bending stiffness in designing with FRP plays a major role. Both the bending stiffness as the shear stiffness are calculated in order to achieve the total deflection of the beam. For the homogeneous type of sandwich beam the part of bending due to shear can be substantial.

$$\delta_{total} = \delta_{bending} + \delta_{shear} \quad (1)$$

In general:

$$\frac{d^2 \delta_{total}}{dx^2} = \frac{M}{EI_z} + \frac{\alpha_s q}{GA_s} \quad (2)$$

More specific:

$$\delta_{total} = a_1 \frac{Fl^3}{EI_z} + a_2 \frac{Fl}{GA} \quad (3)$$

Where:

- EI_z = bending stiffness
- GA = shear stiffness
- L = length of the beam
- F, q, M = load
- δ_i = deflection

table 2 : constants for combination of types of loading and support

Loading	Support	max deflection at	a_1	a_2
Uniformly distributed	Both simply supported	mid span	5/384	1/8
Uniformly distributed	Both clamped	mid span	1/384	1/8
Concentrated at midspan	Both simply supported	mid span	1/48	1/4
Concentrated at midspan	Both clamped	mid span	1/192	1/4
Concentrate at outer points	Both simply supported	mid span	11/768	1/8
Concentrate at outer points	Both simply supported	mid span	1/96	1/8
Uniformly distributed	Cantilever 1 free, 1 clamped	Free end	1/8	1/2
Concentrated at free end	Cantilever 1 free, 1 clamped	Free end	1/3	1

The input values for demanded minimum stiffness (allowable deflection) can be derived from regulations of Lloyd's Register or Bureau Veritas in terms of (δ_{max}/l) . This factor can be written as a function of t_s and t_c which are plotted in graphics.

$$\frac{\delta_{max}}{l} = f_1(t_s, t_c) \quad (4)$$

- strength

Failures taken into account in the calculation are failure of the skins (normal stresses) and failure in the core due to shear stress. Although the strong simplification of averaging the stresses in the plies as well as in the total laminate still the strength calculation is regarded as representative for this design stage.

The allowable normal stress (σ_{allow}) in the skins (both tension and compression) in strength calculation is as in steel a fraction of the maximum stress (σ_{ult}). The maximum stress is the lowest of tension and compression. This value ranges depending on structure and type of loading $\sigma_{allow}/\sigma_{ult} = 0,2$ till $0,5$. The safety factor for the shear stress in the core material ranges from $\tau_{allow}/\tau_{ult} = 0,25$ to $0,5$.

$$\frac{\sigma_{allow}}{\sigma_{ult}} = f_2(t_s, t_c) \quad (5)$$

$$\frac{\tau_{allow}}{\tau_{ult}} = f_3(t_s, t_c) \quad (6)$$

- *mass/cost*

The mass and cost are calculated based on the amount per square unit (kg/m^2 and fl/m^2). These values are written as a function with t_s and t_c as variables. The mass and cost are strongly influenced from user point of view and are given as maximum values. Only the optimum configuration based on mass and material cost can be calculated accurate enough. The input data to make a complete cost calculation, including production, is not (yet) complete.

$$M = f_4(t_s, t_c) \quad (7)$$

$$C = f_5(t_s, t_c) \quad (8)$$

If all the formulas 4 to 8 are plotted in a graphic for given iso values iso curves are shown. These curves represent the ratios for equal bending stress, deflection etc. These figures show a bit complex but can be reduced to the next idea. (see figure 5)

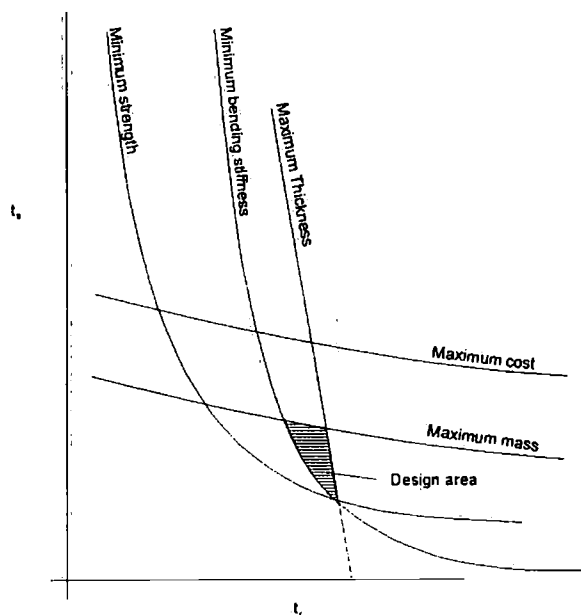


figure 5: graphic of iso lines .

In these graphics it can easily be shown what influence changes in thickness of skin and core have on deflection etc. Also a rough estimation can be made for total mass and for material cost.

Given a set of boundary conditions which also can be drawn in the graphics a design area can appear. This means that design with a certain type of material and a certain configuration of the sandwich is possible.

4. Boundary conditions

For the removable bulkhead to be designed the next boundary conditions are set.

Maximum thickness due to storage on board	$2t_s + t_c = 0,45 \text{ m}$
Stresses	$\tau_{\text{allow}}/\tau_{\text{ult}} = 0,33$ $\sigma_{\text{allow}}/\sigma_{\text{ult}} = 0,5$
Maximum deflection	bulkhead is not allowed to release from the connection with the hold.
Maximum mass	60 kg/m^2
Bound.: 50% of equivalent steel structure	
$50\% * 12,6 \text{ ton} / (11,1 * 8,5 \text{ m}^2) = 67 \text{ kg/m}^2$ this is reduced with about 10% for details etc.	
Maximum Cost	735 fl/m^2 (including labour)
Bound.: lower than steel equivalent	
$12,6 \text{ ton} * 5,5 \text{ fl/kg} / (11,1 * 8,5 \text{ m}^2) = 735$	

5. Results

For the given set of boundary conditions the design area can be drawn in the graphics of iso lines. (see fig 6 to 15) In table 3 to table 6 the dimensions of the sandwich and some design parameters are given. M/bl, K/bl and L/δ_{max} are estimated by linear interpolation between the already given iso-lines. Most of these data represent the corners of the design areas.

table 3: Minimum t_c in combination with $t_s = 10 \text{ mm}$

	Skin	core	Design area	t_s (mm)	t_c (cm)	L/δ_{max}	M/bl kg/m^2	K/bl Fl/m^2
1	GRP	EPS 60	no	-	-	-	-	-
2a		XPS 40	no	-	-	-	-	-
2b		XPS 45*	yes	10	38	45	52	390
3a		PVC R45	no	-	-	-	-	-
3b		PVC R55	yes	10	41	53	57	790
4		Balsa CK -57	yes	10	19	15	54	510
5		Tubulam***	yes	10	36	37	53	350
6		GRP Corrugated core	yes	12**	42.5	72	47	300
7		GRP U - stiffener	yes	10	37	55	45	300
8		GRP U - stiffener (extr)	yes	10	37	55	45	415

table 4 : Maximum L/δ_{max}

	Skin	Core	Design area	t_s (mm)	t_c (cm)	L/δ_{max}	M/bl kg/m^2	K/bl Fl/m^2
1	GRP	EPS 60	no	-	-	-	-	-
2a		XPS 40	no	-	-	-	-	-
2b		XPS 45*	yes	12	42.5	62,5	60	455
3a		PVC R45	no	-	-	-	-	-
3b		PVC R55	yes	10.75	42.5	60	60	825
4		Balsa CK -57	yes	6	40	35	60	750
5		Tubulam***	yes	11	42.5	52	60	400
6		GRP Corrugated core	yes	15	42	90	60	360

7		GRP U - stiffener	yes	13	42.5	95	60	390
8		GRP U - stiffener (extr)	yes	13	42.5	95	60	560

table 5: Minimum mass

	Skin	Core	Design area	t_s (mm)	t_c (cm)	L/δ_{max}	M/bl kg/m ²	K/bl Fl/m ²
1	GRP	EPS 60	no	-	-	-	-	-
2a		XPS 40	no	-	-	-	-	-
2b		XPS 45*	yes	8.75	43	49	49	390
3a		PVC R45	no	-	-	-	-	-
3b		PVC R55	yes	8	43	49	52	770
4		Balsa CK -57	yes	7.5	26	16	52	560
5		Tubulam***	yes	6.25	37	25	43	275
6		GRP Corrugated core	yes	12	42.5	72	47	300
7		GRP U - stiffener	yes	8.5	43	65	40	260
8		GRP U - stiffener (extr)	yes	8.5	43	65	40	380

table 6: Minimum material cost

	Skin	Core	Design area	t_s (mm)	t_c (cm)	L/δ_{max}	M/bl kg/m ²	K/bl Fl/m ²
1	GRP	EPS 60	no	-	-	-	-	-
2a		XPS 40	no	-	-	-	-	-
2b		XPS 45	yes	8.75	43	49	49	390
3a		PVC R45*	no	-	-	-	-	-
3b		PVC R55	yes	8	43	49	52	770
4		Balsa CK -57	yes	7.5	26	16	52	560
5		Tubulam***	yes	6.25	37	25	43	275
6		GRP Corrugated core	yes	12	42.5	72	47	300
7		GRP U - stiffener	yes	8.5	43	65	40	260
8		GRP U - stiffener (extr)	yes	8.5	43	65	40	380

* doesn't meet $\tau_{allow}/\tau_{ult} = 0,5$

** minimum possible

*** new material; uncertain material cost!

Out of the graphics it can be read that sandwich structures made with EPS60, XPS40 and PVC R45 do not meet any of the boundary conditions (no design area). Even if the shear criterion is somewhat moved no design area is obtained. A small reduction in the shear stress criterion ($\tau_{allow}/\tau_{ult} = 0,5$ in stead of 0,33) for XPS45 is enough to obtain a design point.

Sandwich with PVC R55 core (and higher densities) is in all cases too expensive. Only material costs do already exceed the total cost of a steel equivalent. A sandwich structure made with balsa is relatively expensive and flexible. The new material Tubulam® is also flexible. As mentioned in the footnotes there is an uncertainty about the cost of this material.

Sandwiches built up with profiles show the best results in economical point of view as well as in technical point of view. From production point of view a U-stiffener is easier to produce than a complete corrugated panel. At both sides a flat surface is preferable to make a good contact area for glued connection.

6. Conclusions and recommendations

The described method works properly and give good insight in the mechanical properties of a structure and the influence of changes in the geometry.

Beams with profiles, XPS45 and Tubulam[®] honeycomb give theoretically good results from both economical as technical point of view. With these structures tests will be carried in the Ship Structural Laboratory in order to check the calculation procedures. Investigated will be the high flexibility related to the linear theory used.

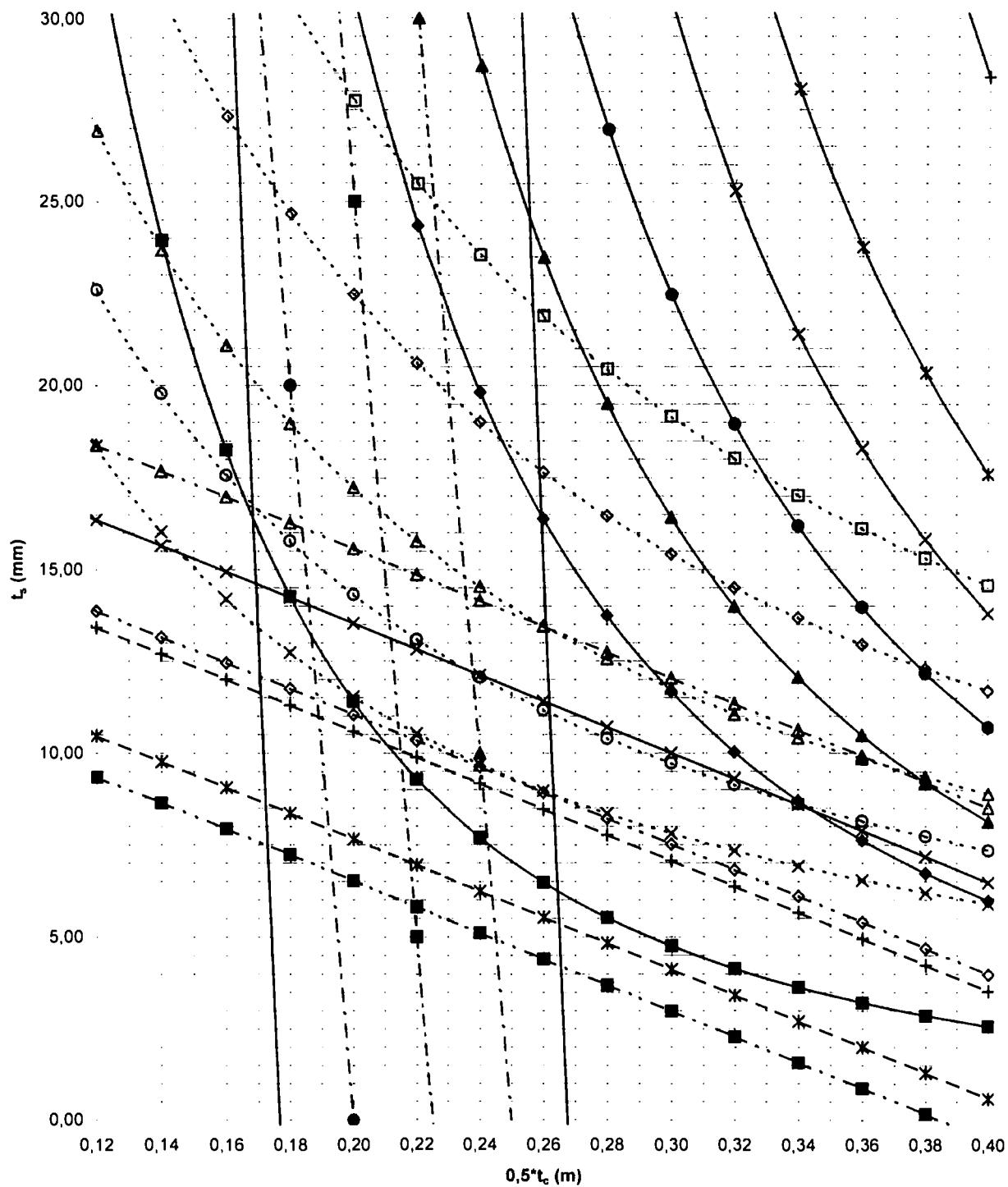
Tubulam[®] is made of poly propylene. This material is well known and has in general bad creep properties. Also the creep properties of the XPS foam and the GRP profiles are unknown and difficult to model and because of that not taken into account in the calculation procedure. The amount of creep and its importance to the design will be investigated in further research.

More loading conditions could not be taken into account, like impact. Also the effect of high local compressive stress on the lateral surface is not calculated. These conditions will also be tested in the laboratory.

Sandwich with homogeneous core

Iso lines with 'RULE' requirements

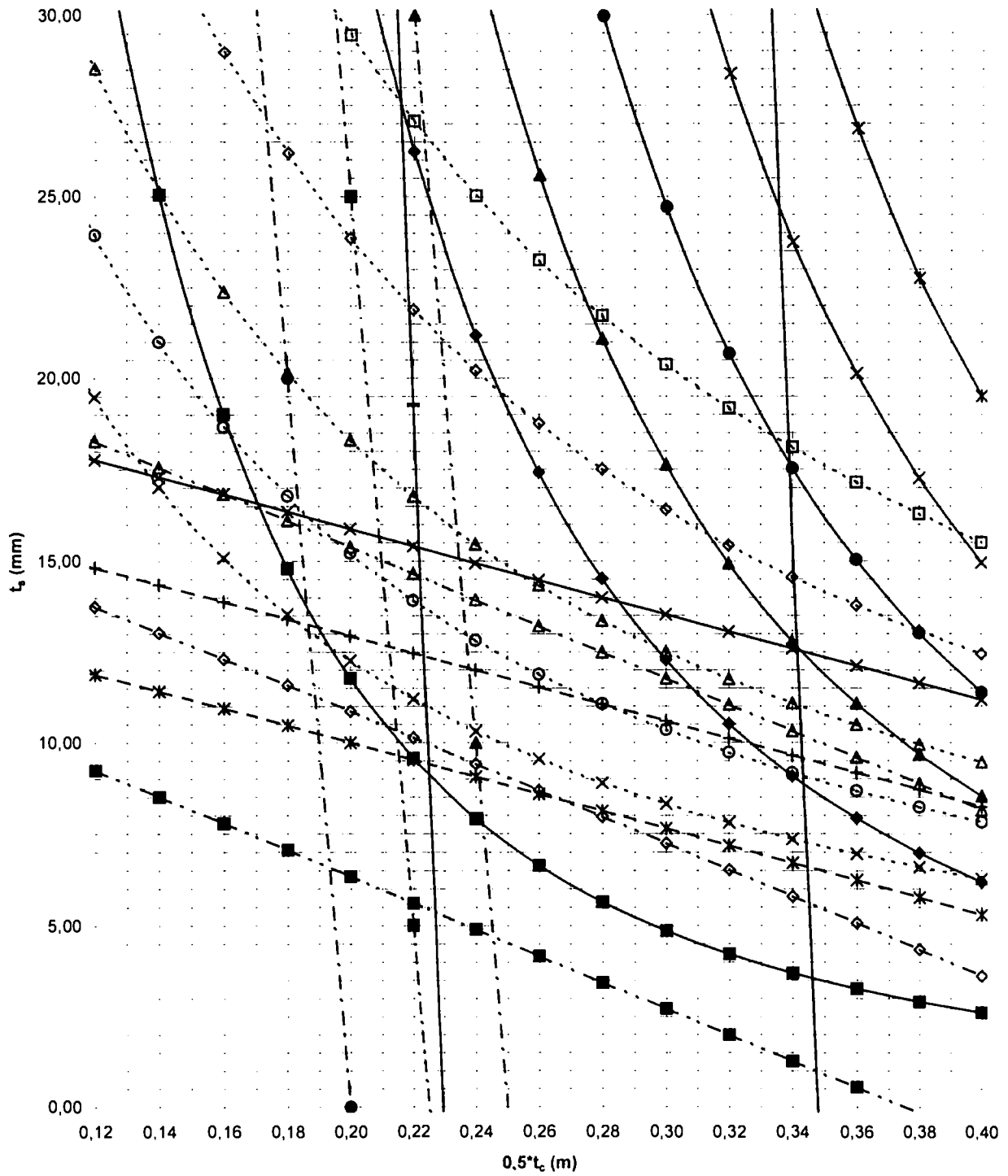
(skin: GRP, core: EPS60)



- | | | |
|--|--|--|
| —■— l/d_{max} 50 | —◆— l/d_{max} 100 | —▲— l/d_{max} 125 |
| —●— l/d_{max} 150 | —×— l/d_{max} 175 | —*— l/d_{max} 200 |
| —+— l/d_{max} 250 | - - □ - - sallow/sUT 0,2 | - - ◇ - - sallow/sUT 0,25 |
| - - △ - - sallow/sUT 0,33 | - - ○ - - sallow/sUT 0,4 | - - × - - sallow/sUT 0,5 |
| - - * - - M/b.l (kg/m ²) 50 | - - + - - M/b.l (kg/m ²) 60 | - - × - - M/b.l (kg/m ²) 70 |
| - - ● - - dikte sandwich (cm) 40 | - - ■ - - dikte sandwich (cm) 45 | - - ▲ - - dikte sandwich (cm) 50 |
| — — tallow/tUT 0,33 | — — tallow/tUT 0,5 | - - ■ - - Material cost (fl/m ²) 300 |
| - - ◇ - - Material cost (fl/m ²) 400 | - - △ - - Material cost (fl/m ²) 500 | |

figure 6: foam core EPS 60

Sandwich with homogeneous core
Iso lines with 'RULE' requirements
 (skin: GRP, core: XPS40)



- | | | |
|--|--|--|
| —■— l/d_{max} 50 | —●— l/d_{max} 100 | —▲— l/d_{max} 125 |
| —○— l/d_{max} 150 | —×— l/d_{max} 175 | —*— l/d_{max} 200 |
| —+— l/d_{max} 250 | ··□·· sallow/sUT 0,2 | ··◇·· sallow/sUT 0,25 |
| ··△·· sallow/sUT 0,33 | ··○·· sallow/sUT 0,4 | ··×·· sallow/sUT 0,5 |
| —*— $M/b.l$ (kg/m ²) 50 | —+— $M/b.l$ (kg/m ²) 60 | —×— $M/b.l$ (kg/m ²) 70 |
| —●— dikte sandwich (cm) 40 | —■— dikte sandwich (cm) 45 | —▲— dikte sandwich (cm) 50 |
| —○— t_{allow}/t_{UT} 0,33 | —■— t_{allow}/t_{UT} 0,5 | —■— Material cost (fl/m ²) 300 |
| —◇— Material cost (fl/m ²) 400 | —△— Material cost (fl/m ²) 500 | |

figure 7: foam core XPS40

Sandwich with homogeneous core

Iso lines with 'RULE' requirements

(skin: GRP, core: XPS45)

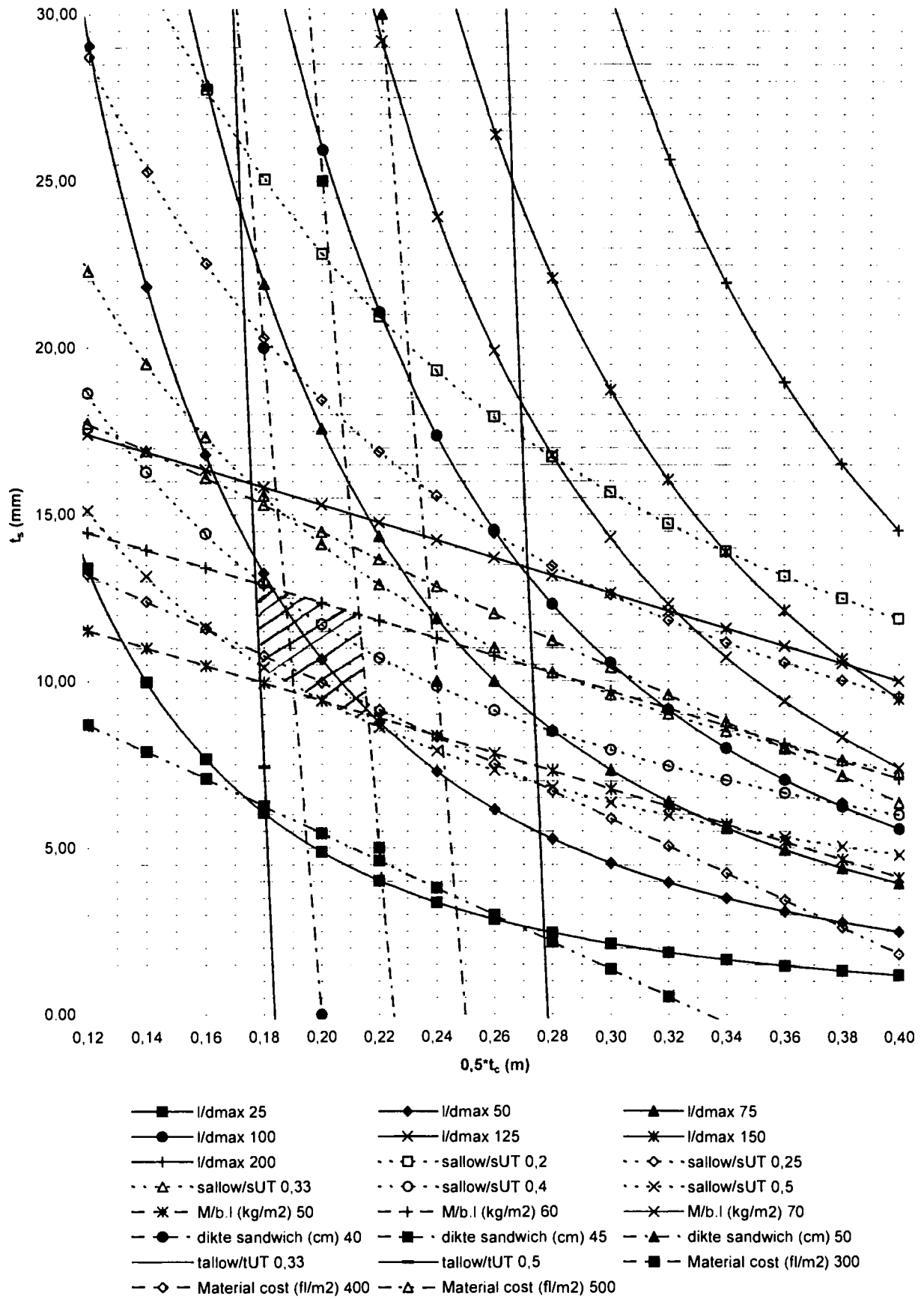
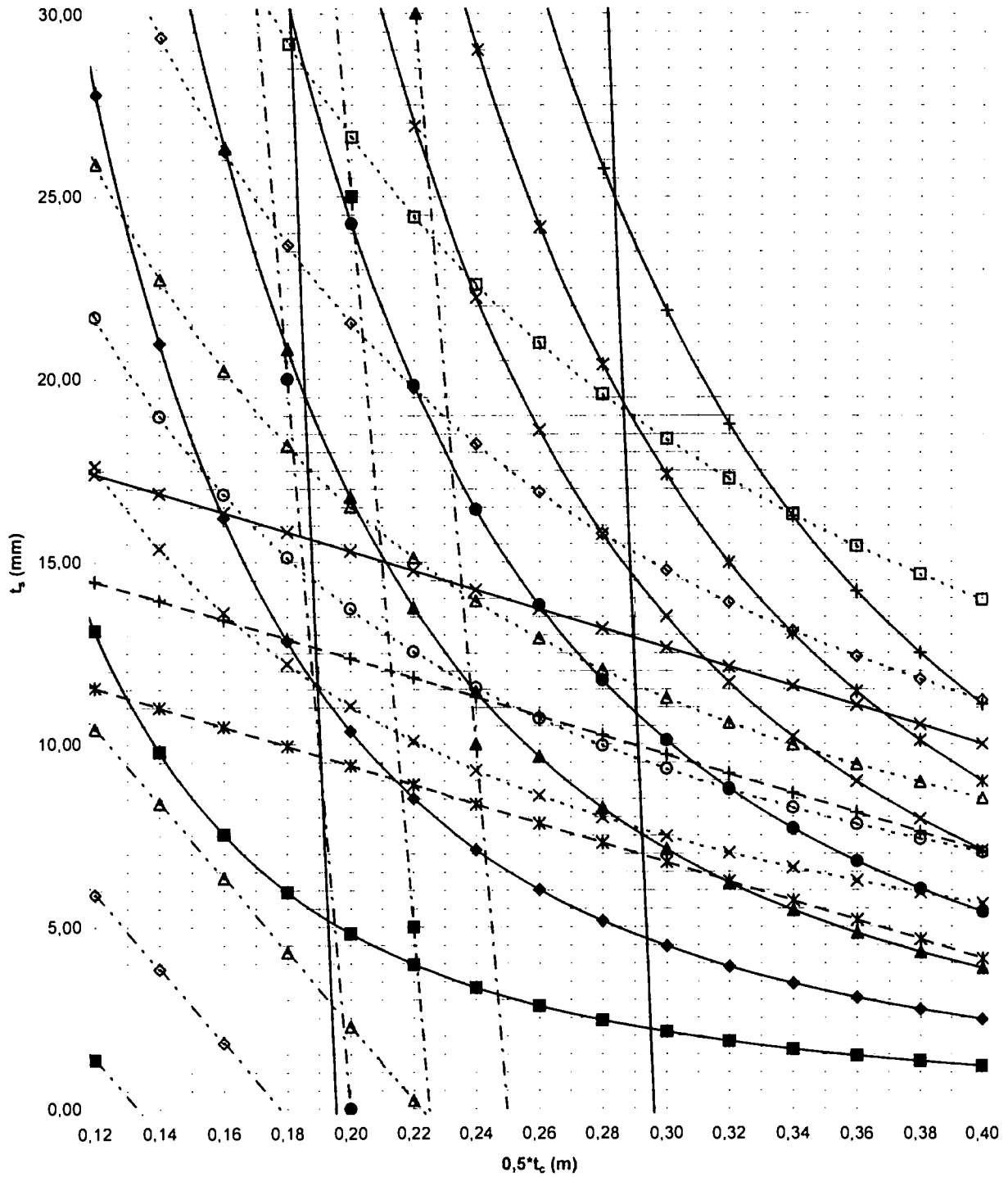


figure 8: foam core XPS45

Sandwich with homogeneous core

Iso lines with 'RULE' requirements

(skin: GRP, core: Klegecell R45)



- | | | |
|--|--|--|
| —■— l/d_{max} 25 | —●— l/d_{max} 50 | —▲— l/d_{max} 75 |
| —●— l/d_{max} 100 | —×— l/d_{max} 125 | —*— l/d_{max} 150 |
| —+— l/d_{max} 175 | - - □ - - sallow/sUT 0,2 | - - ◇ - - sallow/sUT 0,25 |
| - - △ - - sallow/sUT 0,33 | - - ○ - - sallow/sUT 0,4 | - - × - - sallow/sUT 0,5 |
| - - * - - M/b.l (kg/m ²) 50 | - - + - - M/b.l (kg/m ²) 60 | —×— M/b.l (kg/m ²) 70 |
| - - ● - - dikte sandwich (cm) 40 | - - ■ - - dikte sandwich (cm) 45 | - - ▲ - - dikte sandwich (cm) 50 |
| — — tallow/tUT 0,33 | — — tallow/tUT 0,5 | - - ■ - - Material cost (fl/m ²) 300 |
| - - ◇ - - Material cost (fl/m ²) 400 | - - △ - - Material cost (fl/m ²) 500 | |

figure 9: foam core Klegecell R45

Sandwich with homogeneous core
Iso lines with 'RULE' requirements
 (skin: GRP, core: Klegecell R55)

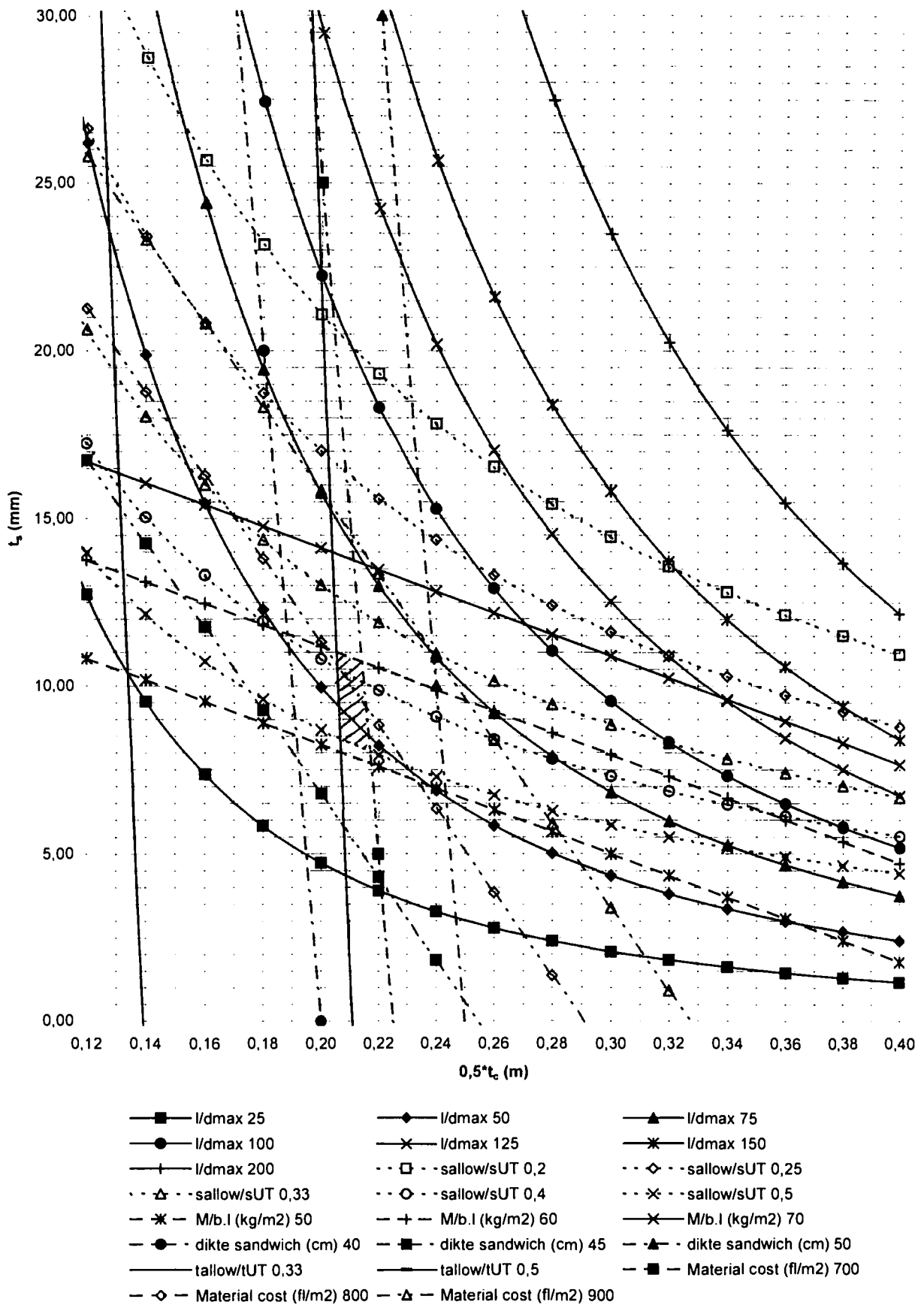


figure 10: foam core Klegecell R45

Sandwich with homogeneous core
Iso lines with 'RULE' requirements
 (skin: GRP, core: balsa CK57)

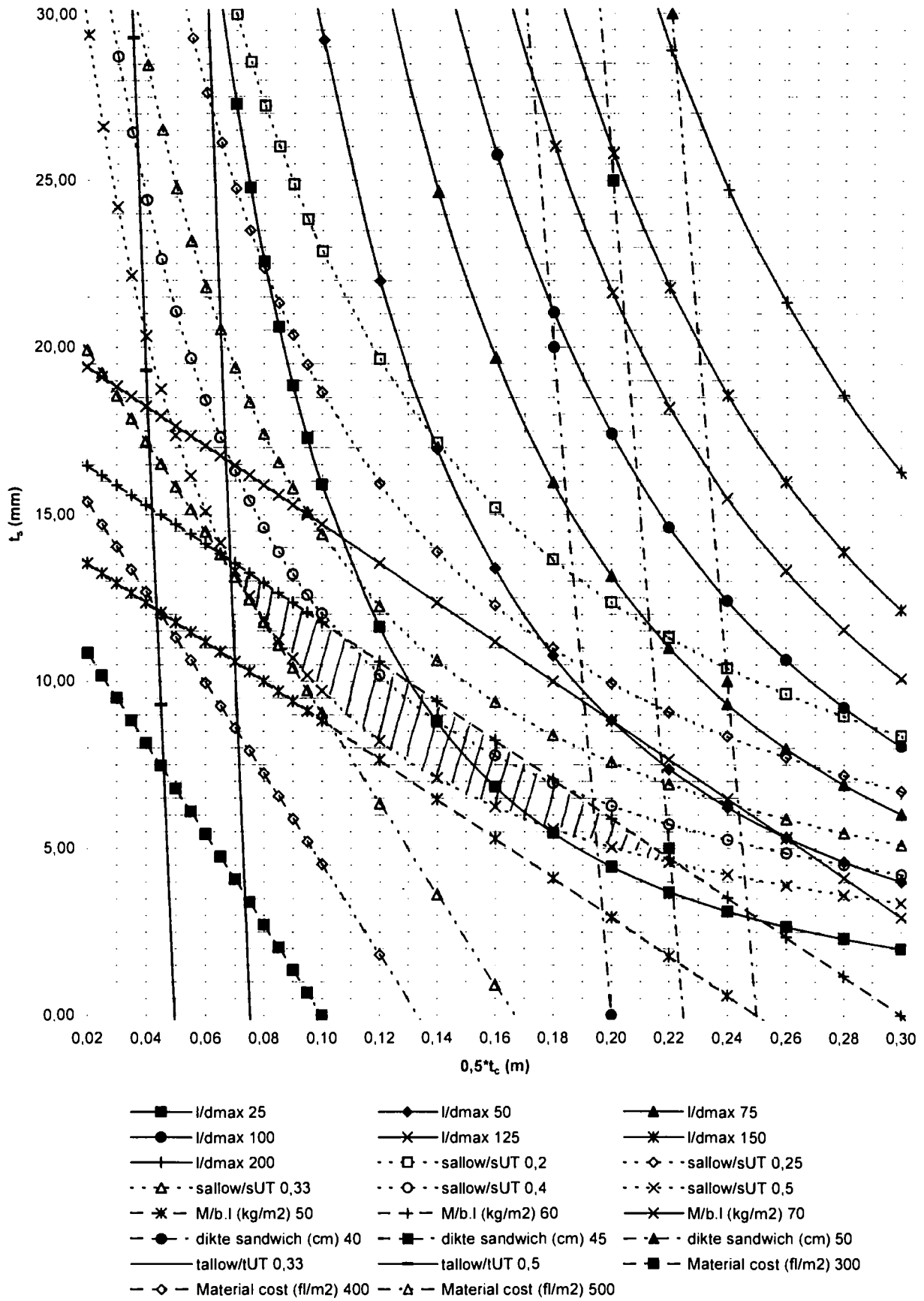


figure 11: balsa CK57 core

Sandwich with homogeneous core
Iso lines with 'RULE' requirements
 (skin: GRP, core: Tubulam)

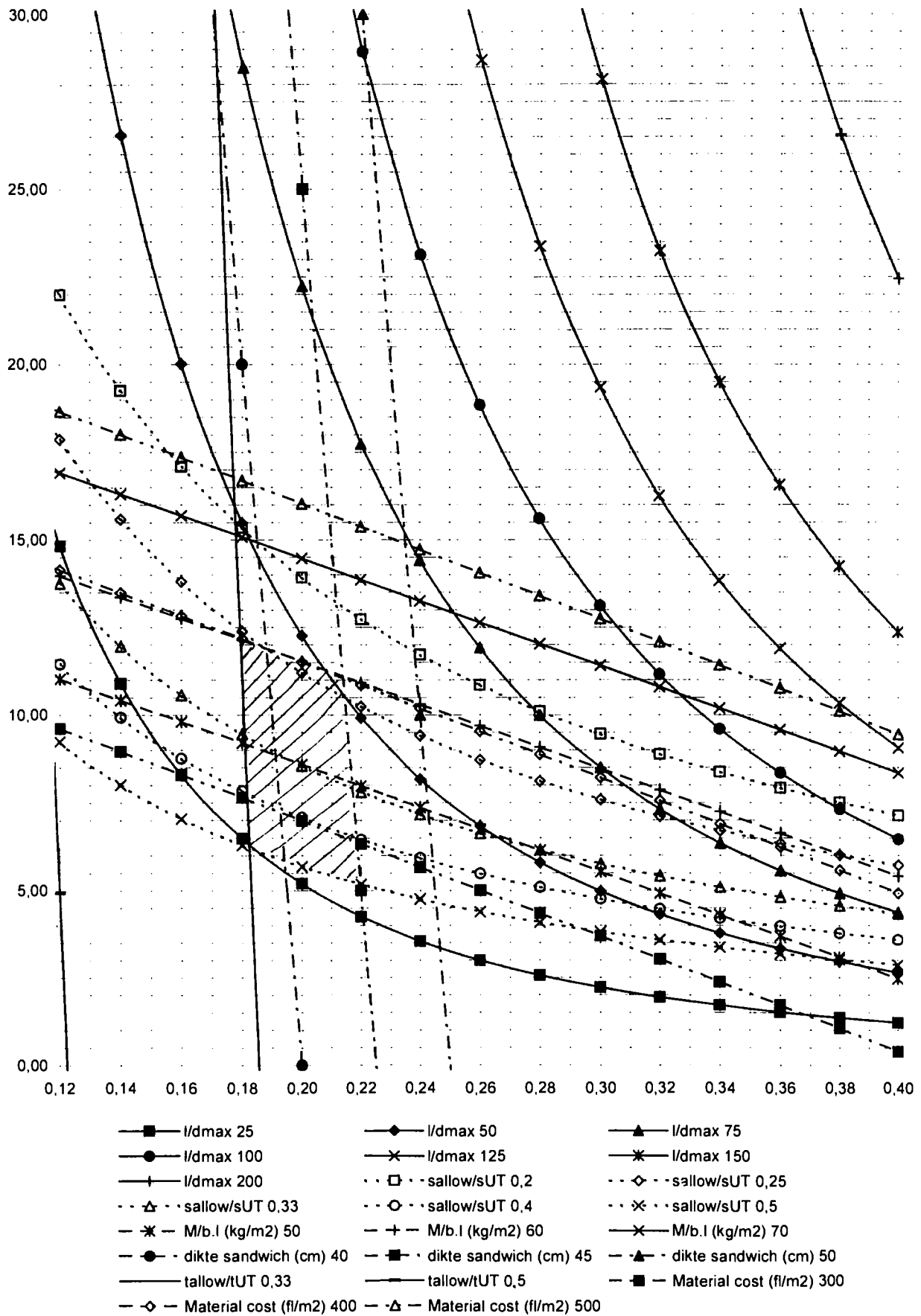


figure 12: Tubulam core

Sandwich with corrugated core
Iso - lines with 'RULE' requirements
 (skin: GRP - WR/UD, core: GRP - CSM)

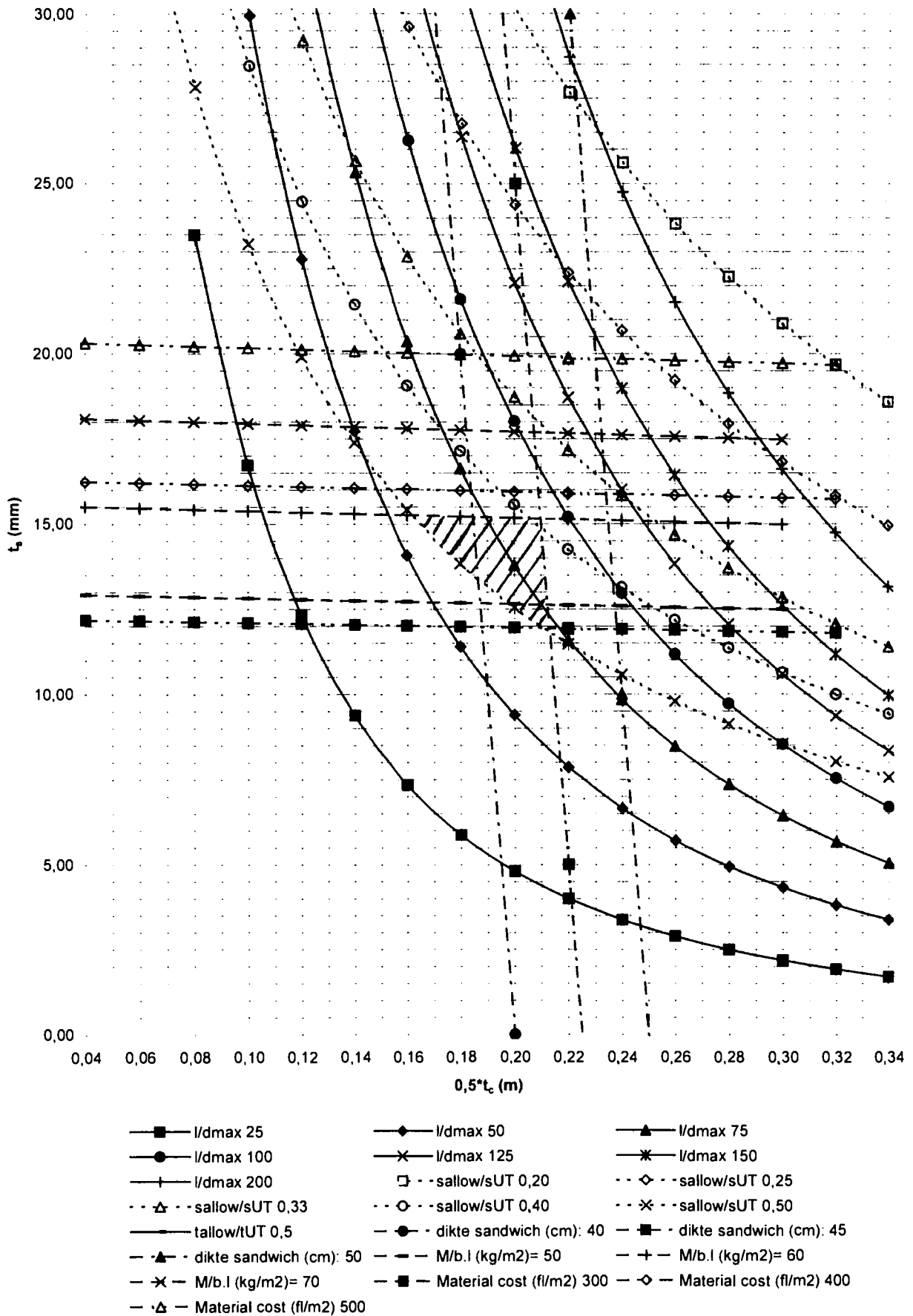
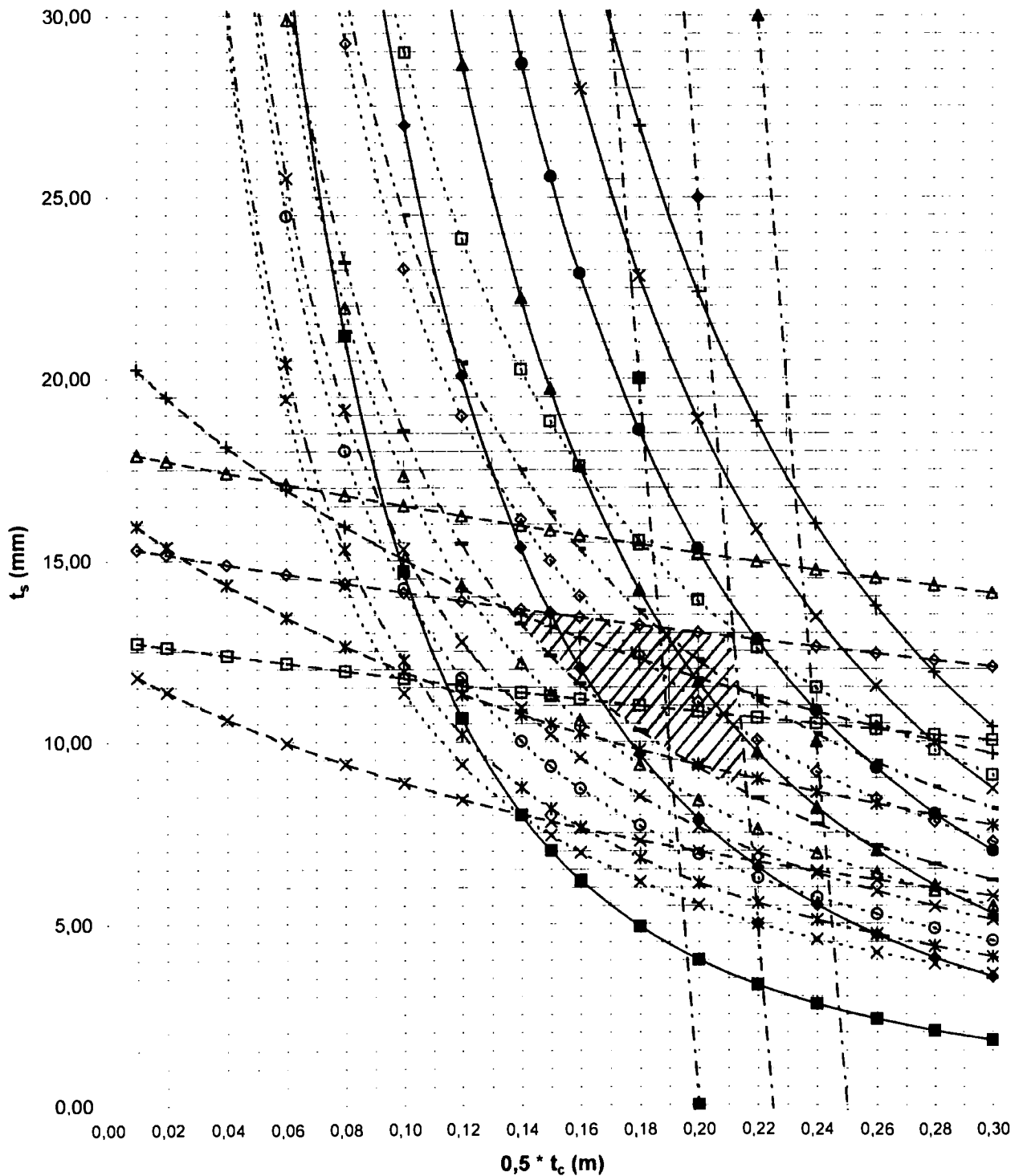


figure 13: corrugated panel as core material

iso-lines for sandwich with U-stiffner

Iso-lines with 'RULE' requirements

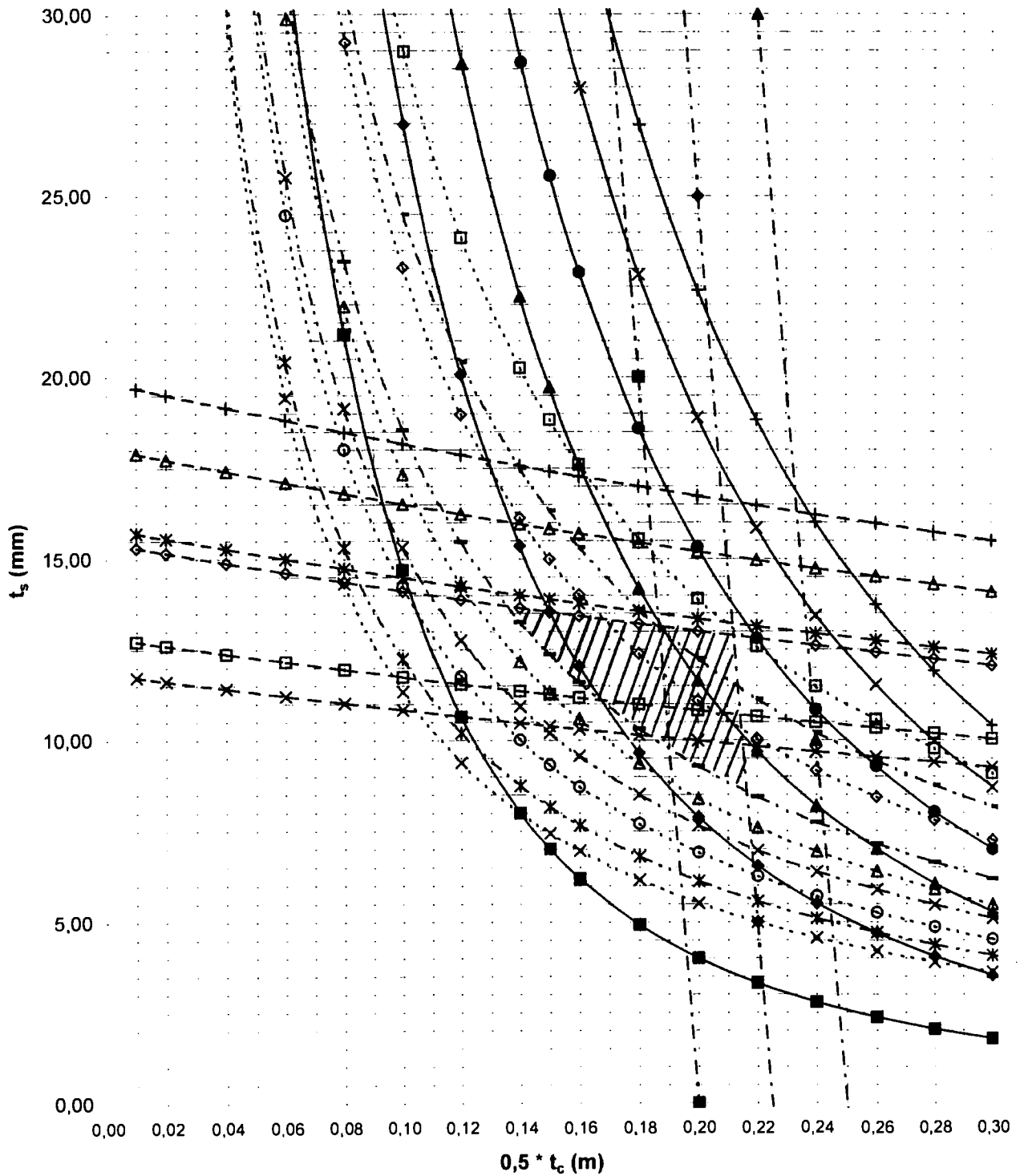
(skin GRP(UDWR); core extruded U - stiffener : GRP(CSM))



- | | | | |
|-----------------------------|-------------------------------------|-------------------------------------|-------------------------------------|
| —■— l/d = 25 | —◆— l/d = 50 | —▲— l/d = 75 | —●— l/d = 100 |
| —×— l/d = 125 | —+— l/d = 150 | —■— dikte sandwich (cm): 40 | —◆— dikte sandwich (cm): 45 |
| —▲— dikte sandwich (cm): 50 | —□— M/b.l (kg/m ²)= 50 | —◇— M/b.l (kg/m ²)= 60 | —△— M/b.l (kg/m ²)= 70 |
| —□— sallow/sUT 0,2 | —◇— sallow/sUT 0,25 | —△— sallow/sUT 0,33 | —○— sallow/sUT 0,4 |
| —×— sallow/sUT 0,5 | —+— tallow/tUT 0,25 | —+— tallow/tUT 0,33 | —×— tallow/tUT 0,4 |
| —*— tallow/tUT 0,5 | —+— P/b.l (fl/m ²)= 300 | —*— P/b.l (fl/m ²)= 400 | —+— P/b.l (fl/m ²)= 500 |

figure 14: extruded U stiffener of GRP as structural core

iso-lines for sandwich with U-stiffner
Iso-lines with 'RULE' requirements
 (skin GRP(UD/WR); core laminated U - stiffener : GRP(CSM))



- | | | | |
|-----------------------------|---------------------------------------|---------------------------------------|---------------------------------------|
| —■— $l/d = 25$ | —◆— $l/d = 50$ | —▲— $l/d = 75$ | —●— $l/d = 100$ |
| —×— $l/d = 125$ | —+— $l/d = 150$ | —■— dikte sandwich (cm): 40 | —◆— dikte sandwich (cm): 45 |
| —▲— dikte sandwich (cm): 50 | —□— $M/b.l$ (kg/m ²)= 50 | —◇— $M/b.l$ (kg/m ²)= 60 | —△— $M/b.l$ (kg/m ²)= 70 |
| —□— $sallow/sUT$ 0,2 | —◇— $sallow/sUT$ 0,25 | —△— $sallow/sUT$ 0,33 | —○— $sallow/sUT$ 0,4 |
| —×— $sallow/sUT$ 0,5 | —◇— $tallow/tUT$ 0,25 | —△— $tallow/tUT$ 0,33 | —×— $tallow/tUT$ 0,4 |
| —*— $tallow/tUT$ 0,5 | —×— $P/b.l$ (fl/m ²)= 300 | —*— $P/b.l$ (fl/m ²)= 400 | —+— $P/b.l$ (fl/m ²)= 500 |

figure 15: laminated U stiffener of GRP as structural core