

Vereenvoudigde berekeningsmethode voor
Orthotrope platen

Ir. H. de Jong

Inhoud

1. Notaties
2. Inleiding
3. Voorbereidende berekeningen
4. De doorbuiging van de dwarsdrager
5. Bepaling van het grootste veldmoment in de dwarsverstijving
6. Computerprogramma
7. Analyse van de resultaten
8. Formulier
9. Bepaling van het grootste overgangsmoment in de langsverstijving
10. Computerprogramma
11. Formulier
12. Vergelijking met andere berekeningsmethoden

1. Notaties

		Dimensie
B	Overspanning dwarsdrager	m
E	Elasticiteitsmodulus	$N.m^{-2}$
I_d, I_D	Traagheidsmoment van de dwarsdrager	m^4
I_s, I_S	Traagheidsmoment van de langsverstijving	m^4
L	Overspanning van de langsverstijving	m
M	Moment	$N.m$
M_b	Moment t.g.v. mobiele belasting	$N.m$
M_o	Overgangsmoment t.g.v. mobiele belasting	$N.m$
M_v	Overgangsmoment t.g.v. de vering dwarsdrager	$N.m$
P	Lijnlast over w, t.g.v. puntlasten-stelsel	N
Q	Gelijkmatig verdeelde mobiele belasting	$N.m^{-2}$
Q_1	Q-belasting op de dwarsdrager t.g.v. Q	$N.m^{-1}$
Q_2	Q-belasting op de dwarsdrager t.g.v. puntlasten	$N.m^{-1}$
Q_3	Q-belasting op de dwarsdrager t.g.v. M_o en M_v , over t	$N.m^{-1}$
Q_4	Q-belasting op de dwarsdrager t.g.v. M_o en M_v , over u	$N.m^{-1}$
U	Arbeid in de dwarsdrager	$N.m$
t	Gedeelte dwarsdrager waar alleen Q_1 werkt	m
u	Gedeelte dwarsdrager waar Q_1 en Q_2 werken	m
v	Doorbuiging dwarsdrager	m
w	Breedte langsverstijving	m
δ	Grootste doorbuiging dwarsdrager	m
ϕ	Hoekverdraaiing	rad
ϕ_1	Eind hoekverdraaiing van langsverstijving t.g.v. Q_1	rad
ϕ_2	Eind hoekverdraaiing van langsverstijving t.g.v. Q_2	rad
α	Parameter	
λ	Correctiefactor	
ψ	Parameter m.b.t. de wisselwerking tussen langsverstijving en dwarsdrager	
ψ_{veer}	Parameter m.b.t. M_v	

2. Inleiding

Allereerst drie feiten:

- De VOSB-'63 bevat geen voorschriften betreffende orthotrope platen.
- De literatuur op dit gebied is omvangrijk en staat gewoonlijk vol differentiaalvergelijkingen.
- Sedert 1964 zijn nieuwe aspecten op de voorgrond getreden, zoals de computer, de elementenmethode, geïntegreerde computerprogramma's, die ook de gebruiker begiftigd met een geringe portie theoretisch vernuft, voor de moeilijkste problemen een oplossing bieden.

Toch is besloten in de nieuwe VOSB vereenvoudigde rekenregels op te nemen voor veel voorkomende, niet te omvangrijke constructies, waarbij relatief hoge kosten voor een nauwkeurige berekening, niet opwegen tegen een relatief gering extra materiaalgebruik.

Deze rekenregels moeten derhalve zo snel doeltreffend en toegankelijk zijn, dat computergebruik niet meer concurrerend is.

In dit rapport wordt een poging gewaagd, dit te realiseren.

Hierbij worden de volgende uitgangspunten in acht genomen:

1. Er doen zich twee uiterste situaties voor, die belangrijk zijn voor de momenten in de langsverstijvingen:
 - a. De dwarsdragers zijn 100% stijf.
 Het overgangsmoment is dan maximaal.
 Deze situatie doet zich voor bij de eerste langsverstijving naast de hoofdligger.
 - b. De dwarsdragers zijn verend.
 Het veldmoment is dan maximaal.
 Deze situatie doet zich het sterkst voor, daar waar de doorbuiging van de dwarsdrager maximaal is.
 Bij een symmetrische dwarsdragerbelasting is dat in het midden.

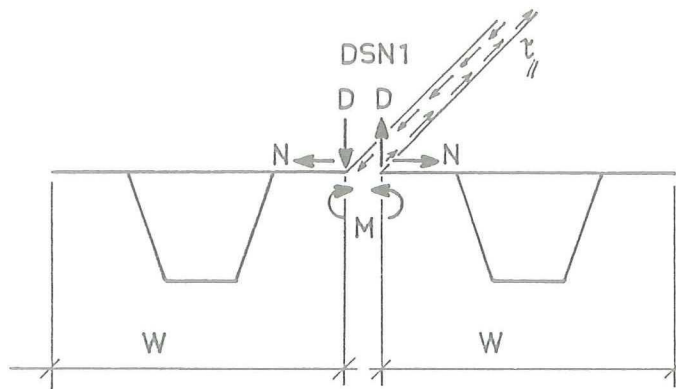
2. We beschouwen slecht twee velden.

De beide einddwarsdragers zijn onbeperkt stijf.

Om het maximale overgangsmoment te bepalen wordt ook de midden-dwarsdrager volledig stijf verondersteld.

Om het maximale veldmoment te bepalen wordt de midden-dwarsdrager verend verondersteld.

3. De onderlinge samenwerking van de langsverstijvingen in dwarsrichting wordt verwaarloosd; m.a.w. in doorsnede 1 fig. 1 is $D = 0$, $M = 0$, $N = 0$.



$\tau_{//}$ is ongelijk aan nul.
Dit wordt achteraf verdis-
conteerd via een factor λ
(zie 12.3)

fig. 1

4. Voor de bepaling van de grootste doorbuiging van de dwarsdrager wordt het traagheidsmoment van de langsliggers gelijkmatig verdeeld aangenomen.

De aslast van 20 T wordt daarbij gelijkmatig verdeeld over 2,5 m.

5. Het eigengewicht wordt buiten beschouwing gelaten.
6. Voor de belastingen is de VOSB '63 aangehouden.
Transformatie naar de berekeningsmethode gebaseerd op belastingsfactoren moet achteraf uitgevoerd worden.
Noch het nieuwe belastingsstelsel noch de belastingsfactoren zijn op dit ogenblik bekend.
7. Orthotrope platen worden gewoonlijk vervaardigd uit Fe 510.
Vermoeiing wordt buiten beschouwing gelaten.
8. Het max. veldmoment treedt op onder de puntlast, geplaatst in het midden van de langsverstijving.
Motivering: De gemaakte fout is dan gering.
Overige aannamen zijn steeds aan de ongunstige kant.
9. Hoekverdraaiingen en verplaatsingen worden berekend exclusief stoot- en belastingscoëfficiënten. Ook de reductie-coëfficiënt, groot 0,8 wordt niet in acht genomen.
10. In breedterichting is een stramien, gebaseerd op een maat van 0,30 m genomen.
11. De berekening van de dwarsdrager verloopt geheel volgens de VOSB-'63.
12. Schuifspanningen ten gevolge van wringing mogen worden verwaarloosd.
13. Puntlasten zijn als zodanig in de berekening opgenomen. De invloed van de bandprent is dus verwaarloosd.
14. Uitgangspunt is een brug klasse 60 volgens de VOSB-'63.

3. Voorbereidende berekeningen

3.1. Q-belasting op een scharnierend opgelegde langsverstijving.

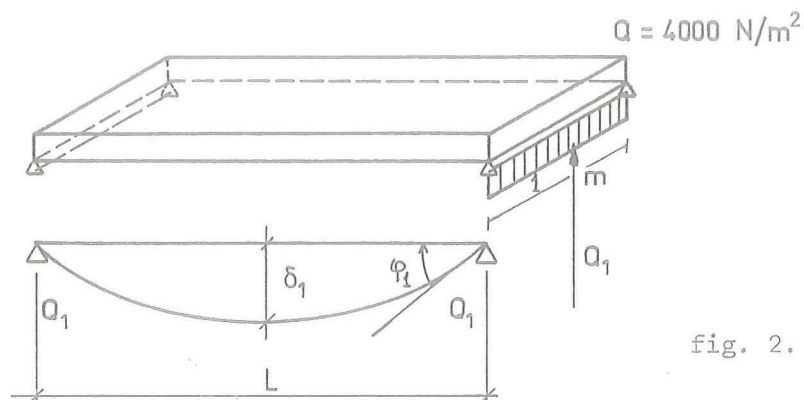


fig. 2.

w is de stookbreedte, waarop de berekening betrekking heeft. (1)

$$Q = 4000 \text{ N/m}^2 \quad (2)$$

$$Q_1 = Q \cdot L = 4000 \cdot L \quad (3)$$

$$\phi_1 = \frac{w \cdot QL^3}{24 EI_S} \quad (4)$$

3.2. Een puntlast op een scharnierend opgelegde langsverstijving.

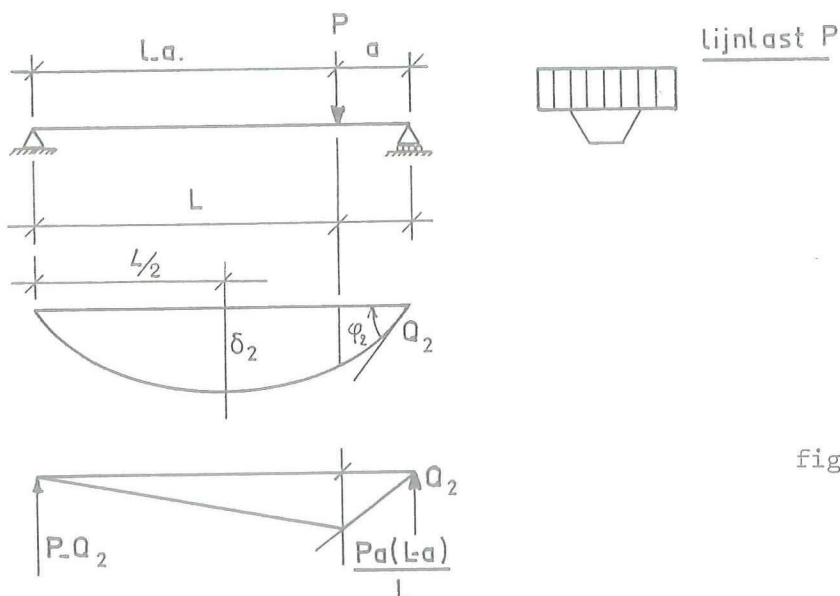


fig. 3.

$$P = 80000 \cdot w \quad (5)$$

$$\bar{\phi}_2 = \frac{P}{6} \cdot \frac{a \cdot (L - a) \cdot (2L - a)}{L \cdot EI_s} \quad (6)$$

$$\delta_2 = \frac{P}{48 EI_s} a \left[3L^2 - 4a^2 \right] \quad (7)$$

$$\bar{Q}_2 = \frac{2 \cdot 10^5}{2,5} \cdot \frac{L-a}{L} = 80000 \frac{L-a}{L} \quad (8)$$

3.3. Resultierende hoekverdraaiingen t.p.v. de aansluiting langsverstijving- dwarsdrager

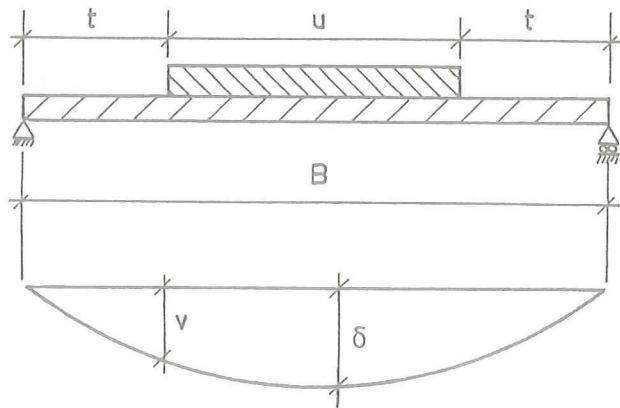


fig. 4.

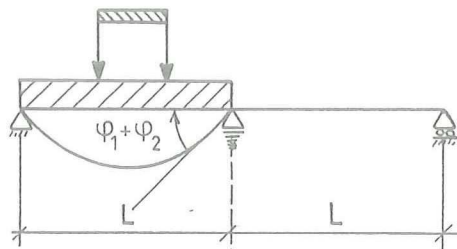


fig. 5.

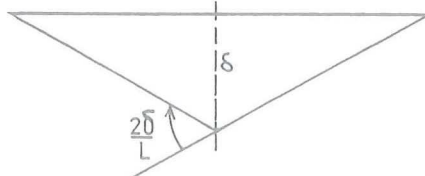


fig. 6.

Is de midden-dwarsdrager verend, dan is de resulterende gaping:

$$\phi = 2 \frac{v}{L} - \phi_1 - \phi_2 \quad (9)$$

Waar Q_2 ontbreekt, is

$$\phi = 2 \frac{v}{L} - \phi_1 \quad (10)$$

Is de midden-dwarsdrager volkomen stijf, dan is $v = 0$, en is

$$\phi = -\phi_1 - \phi_2 \quad (11)$$

Waar Q_2 ontbreekt, is

$$\phi = -\phi_1 \quad (12)$$

3.4. Reacties op de midden-dwarsdrager t.g.v. de overgangsmomenten

De gapingen t.g.v. de hoekverdraaiingen moeten worden gesloten via overgangsmomenten.

Daarvoor geldt:

$$M = \frac{3 EI_S}{2L} \cdot \phi \quad (13)$$

Per langsverstijving is de oplegreactie op de midden-dwarsdrager:

$$2 \cdot \frac{M}{L} \equiv \frac{3 EI_S}{L^2} \cdot \phi \quad (14)$$

Is de midden-dwarsdrager verend, dan is de ontlasting per langsverstijving:

- over het gedeelte t, zie fig. 4:

$$Q_3 = 6 \cdot \frac{EI_S}{L^2} \cdot \left[\frac{v}{L} - \frac{\phi_1}{2} \right] \quad (15)$$

- over het gedeelte u, zie fig. 4:

$$Q_4 = 6 \cdot \frac{EI_S}{L^2} \cdot \left[\frac{v}{L} - \frac{\phi_1}{2} - \frac{\phi_2}{2} \right] \quad (16)$$

Het resultaat is schematisch weergegeven in fig. 7.

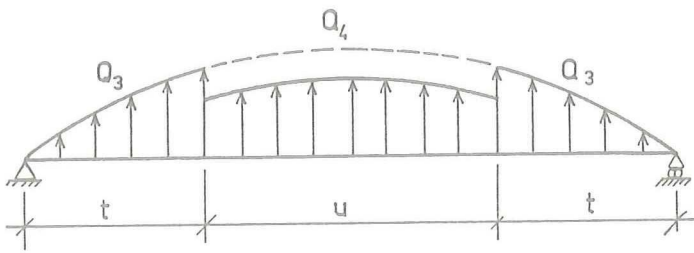


fig. 7.

4. De grootste doorbuiging van de dwarsdrager

De grootste doorbuiging van de dwarsdrager wordt bepaald via de arbeidsmethode.

Hierdoor wordt de stijfheid + 1% overschat. Dit wordt niet gecorrigeerd.

De arbeid U in de dwarsdrager is bij het maximale veldmoment:

$$\int_0^B \frac{EI_d}{2} v''^2 dx - \frac{1}{2} \int_0^B Q_1 v dx - \int_t^{t+u} Q_2 v dx + \left(\int_0^t Q_3 v dx + \int_t^{t+u} Q_4 v dx + \int_{t+u}^B Q_3 v dx \right) / (2w) \quad (18)$$

Substitutie van (15) en (16) levert

$$\int_0^B \left[\frac{EI_d}{2} v''^2 - \frac{1}{2} Q_1 v + \frac{3EI_s}{2wL^2} \cdot v \left(2\frac{v}{L} - \phi_1 \right) \right] dx - \int_t^{t+u} \left[Q_2 + \frac{3EI_s}{2wL^2} \phi_2 \right] v dx \quad (19)$$

Opmerking: De termen die ϕ_1 , resp. ϕ_2 bevatten zijn onafhankelijk van EI_s ; immers ϕ_1 en ϕ_2 zijn omgekeerd evenredig met EI_s ; zie (4) en (6).

Stel nu:

$$v = \delta \cdot \sin \frac{\pi x}{B}$$

Substitutie in (19) levert:

$$\left[\frac{EI_d}{2} \cdot \left(\frac{\pi}{B} \right)^4 \cdot B + \frac{3EI_s}{w \cdot L^3} B \right] \delta^2 - \left[Q_1 + \frac{3EI_s}{w \cdot L^2} \phi_1 - \left(Q_2 + \frac{1,5EI_s}{w \cdot L^2} \phi_2 \right) \right] \cdot \cos \frac{\pi x}{B} \Big|_t^{t+u} \cdot \frac{B}{\pi} \cdot 2 \cdot \delta \quad (21)$$

Volgens het principe van de minimale arbeid moet gelden

$$\frac{\partial U}{\partial \delta} = 0 \quad (22)$$

Hieruit volgt de grootste doorbuiging van de dwarsdrager:

$$\delta = 2 \cdot \frac{Q_1 + 3 \frac{EI_S}{w \cdot L^2} \cdot \phi_1 - \left[Q_2 + 1,5 \frac{EI_S}{w \cdot L^2} \cdot \phi_2 \right] \cdot \cos \frac{\pi x}{B} \Big|_t^{t+u}}{\pi \left[EI_d \frac{\pi^4}{B^4} + 6 \frac{EI_S}{w \cdot L^3} \right]} \quad (23)$$

Met (2) en (3) wordt

$$Q_1 + 3 \frac{EI_S}{w \cdot L^2} \phi_1 = Q_1 + 3 \frac{EI_S}{w \cdot L^2} \cdot \frac{w L^3}{24 EI_S} \cdot \frac{Q_1}{L} = 1,125 Q_1 \quad (24)$$

Uit (6) volgt, met $a = L/2$ resp. $(L/2 - 1)$:

$$Q_2 + \frac{3}{2} \frac{EI_S}{w \cdot L^2} \phi_2 = Q_2 + \frac{3}{2} \frac{EI_S}{w \cdot L^2} \cdot \frac{P}{6 \cdot L \cdot EI_S} \cdot \frac{1}{8} \left[6 L^3 + 2 L^2 - 12 L - 8 \right] \quad (25)$$

Uit (8) volgt, met $a = L/2$ resp. $(L/2 - 1)$:

$$Q_2 = \frac{80000}{L} \left[2L - \frac{L}{2} - \frac{L}{2} + 1 \right] = \frac{P}{w} \frac{L + 1}{L} \quad (26)$$

Met (5) volgt hieruit:

$$P = w \cdot \frac{L}{L + 1} \cdot Q_2 \quad (27)$$

Substitutie in (25) levert:

$$Q_2 + \frac{3}{2} \frac{EI_S}{w \cdot L^2} \phi_2 = Q_2 \frac{19 L^3 + 17 L^2 - 6 L - 4}{16 L^2 (L + 1)} \quad (28)$$

Substitutie in (23) levert :

$$\delta = \frac{2,25 Q_1 - Q_2 \frac{19 L^3 + 17 L^2 - 6 L - 4}{8 L^2 (L + 1)} \cdot \cos \frac{\pi x}{B} \Big|_t^{t+u}}{\pi \left[EI_d \frac{\pi^4}{B^4} + 6 \frac{EI_s}{w \cdot L^3} \right]} \quad (29)$$

5. Bepaling van het grootste veldmoment in de langsverstijving

Bij een verende middenoplegging wordt het overgangsmoment behorende bij een max. veldmoment

$$M = + 3 \frac{EI_S}{L^2} \cdot \delta - 1,5 \frac{EI_S}{L} [\phi_1 + \phi_2] \quad (30)$$

Hierin is nu alleen nog onbekend, de invloed van de vering van de dwarsdrager op het overgangsmoment.

Deze invloed:

$$M_v = 3 \frac{EI_S}{L^2} \delta \quad (31)$$

is nu het doel van het verdere onderzoek.

Uit (29) en (31) volgt:

$$M_v = 3 \cdot L \cdot w \cdot \frac{2,25 Q_1 - Q_2 \frac{19 L^3 + 17 L^2 - 6 L - 4}{8 L^2 (L + 1)} \cdot \cos \frac{\pi x}{B} \Big|_t^{t+u}}{\pi \left[6 + \pi^4 \frac{I_d}{I_S} \cdot \frac{w \cdot L^3}{B^4} \right]} \quad (32)$$

Als variabelen resteren L , B en $\frac{I_d}{I_S}$

L varieert in het interval $< 3 - m, 5 - m >$

B varieert in het interval $< 6 - m, 18 - m >$

$\frac{I_d}{I_S} \cdot \frac{w \cdot L^3}{B^4}$ varieert in het interval $< 0.05 - 0.60 >$

Deze laatste grootheid wordt verder ψ genoemd.

6. Computerprogramma

Het computerprogramma ter bepaling van ψ_{veer} kan er als volgt uitzien:

```

0  'BEGIN'
1  'REAL'W,U,L,B,QE,QT,T,MV;
2  'INTEGER'M,N;
3  W:=0.6;
16 4  U:=5;
5  'FOR'M:=1'STEP'1'UNTIL'5'DO''BEGIN'
18 7  L:=(M+5)*0.5;
8  QE:=4*L;
9  QT:=80*(L+1)/L;
10 'FOR'N:=1'STEP'1'UNTIL'5'DO''BEGIN'
12 B:=(N+1)*3;T:=(B-U)/2;
14 MV:=3*L*W*(2.25*QE-QT*(19*L**3+17*L**2-6*L-4)/
15 (8*L**2*(L+1))*(COS(PI*(T+U)/B)-COS(PI*T/B)))/
15 PI**5;
15 LINE(1,2);
16 OUTREAL(1,L);OUTREAL(1,B);OUTREAL(1,MV);
19 'END';'END';'END'

NO ERRORS FOUND

```

Opm.:De uitgevoerde waarde MV komt overeen met ψ_{veer} .

De resultaten van dit programma(zie blz 14-a)zijn verwerkt in grafiek 6.

Resultaten van het computerprogramma:

l_{lv}	l_{dd}	ψ_{veer}
+3.000000000000000' +00	+6.000000000000000' +00	+8.607370896316040' +00
+3.000000000000000' +00	+9.000000000000000' +00	+6.924817555319600' +00
+3.000000000000000' +00	+1.200000000000000' +01	+5.600847025017589' +00
+3.000000000000000' +00	+1.500000000000000' +01	+4.685319511409944' +00
+3.000000000000000' +00	+1.800000000000000' +01	+4.033938676559984' +00
+3.500000000000000' +00	+6.000000000000000' +00	+9.904778043534617' +00
+3.500000000000000' +00	+9.000000000000000' +00	+7.989351343531905' +00
+3.500000000000000' +00	+1.200000000000000' +01	+6.482137015185337' +00
+3.500000000000000' +00	+1.500000000000000' +01	+5.439896153381425' +00
+3.500000000000000' +00	+1.800000000000000' +01	+4.698361122936105' +00
+4.000000000000000' +00	+6.000000000000000' +00	+1.121583515703520' +01
+4.000000000000000' +00	+9.000000000000000' +00	+9.070187748194630' +00
+4.000000000000000' +00	+1.200000000000000' +01	+7.381816943830460' +00
+4.000000000000000' +00	+1.500000000000000' +01	+6.214306119994623' +00
+4.000000000000000' +00	+1.800000000000000' +01	+5.383643836422372' +00
+4.500000000000000' +00	+6.000000000000000' +00	+1.254521602478822' +01
+4.500000000000000' +00	+9.000000000000000' +00	+1.017103339895327' +01
+4.500000000000000' +00	+1.200000000000000' +01	+8.302832401355789' +00
+4.500000000000000' +00	+1.500000000000000' +01	+7.010968741928577' +00
+4.500000000000000' +00	+1.800000000000000' +01	+6.091831723671089' +00
+5.000000000000000' +00	+6.000000000000000' +00	+1.389558062621380' +01
+5.000000000000000' +00	+9.000000000000000' +00	+1.129399783920974' +01
+5.000000000000000' +00	+1.200000000000000' +01	+9.246859803101773' +00
+5.000000000000000' +00	+1.500000000000000' +01	+7.831260925850300' +00
+5.000000000000000' +00	+1.800000000000000' +01	+6.824088596486641' +00

Opmerkingen

- w kan b.v. 0,6 gekozen worden.

Bij de enkelvoudige verstijving [strip] inclusief medewerkende breedte is $w = 0.3$.

Voor dit type orthotrope plaat moet M_v derhalve vermenigvuldigd worden met 0.5, of een „dubbele” strip berekend worden.

- In de grafieken 1 t/m 5 is M_v gegeven als functie van ψ bij $L=3,0$ t/m $5,0$ m

- Voor de berekening van het max. veldmoment moet een correctiefactor λ worden ingevoerd.

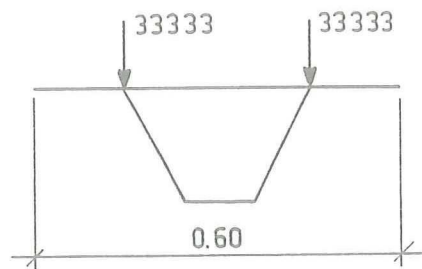


fig. 8.

De trog is het stijve punt.

Hierop werkt een kracht

$$2 \times \frac{2}{3} \times 50000 = 66666 \text{ N.}$$

In (5) is slechts rekening gehouden met 48000 N, omdat voor de berekening van de grootste doorbuiging van de dwarsdrager gerekend mag worden met een gelijkmatige verdeling.

De correctiefactor is derhalve $\lambda = \frac{66666}{48000} = 1.39$.

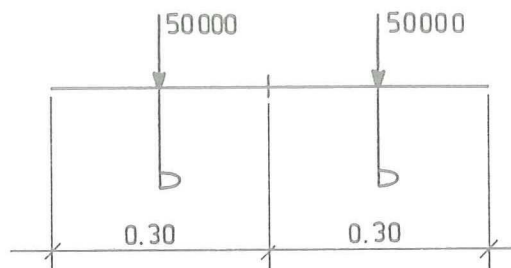
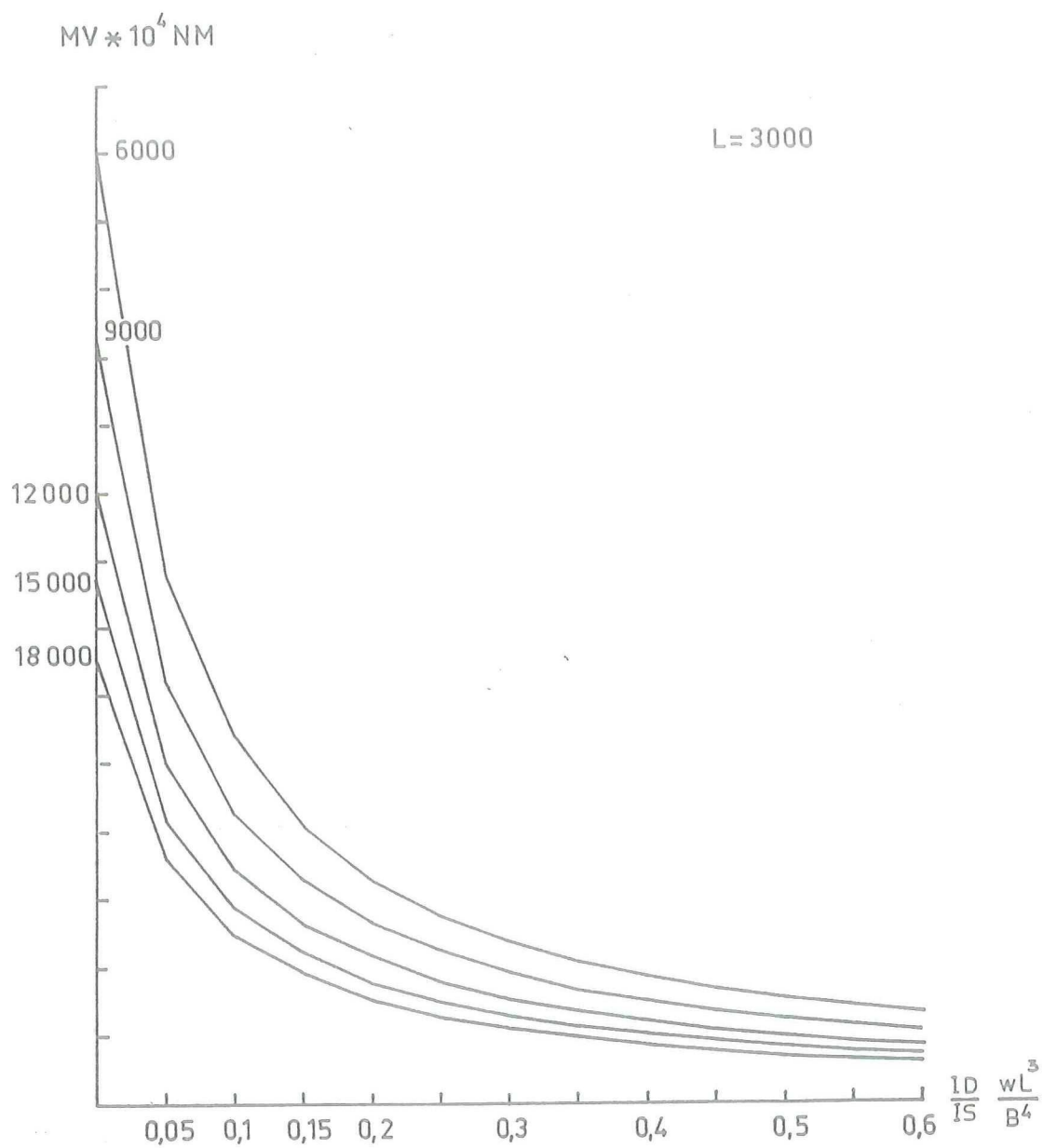


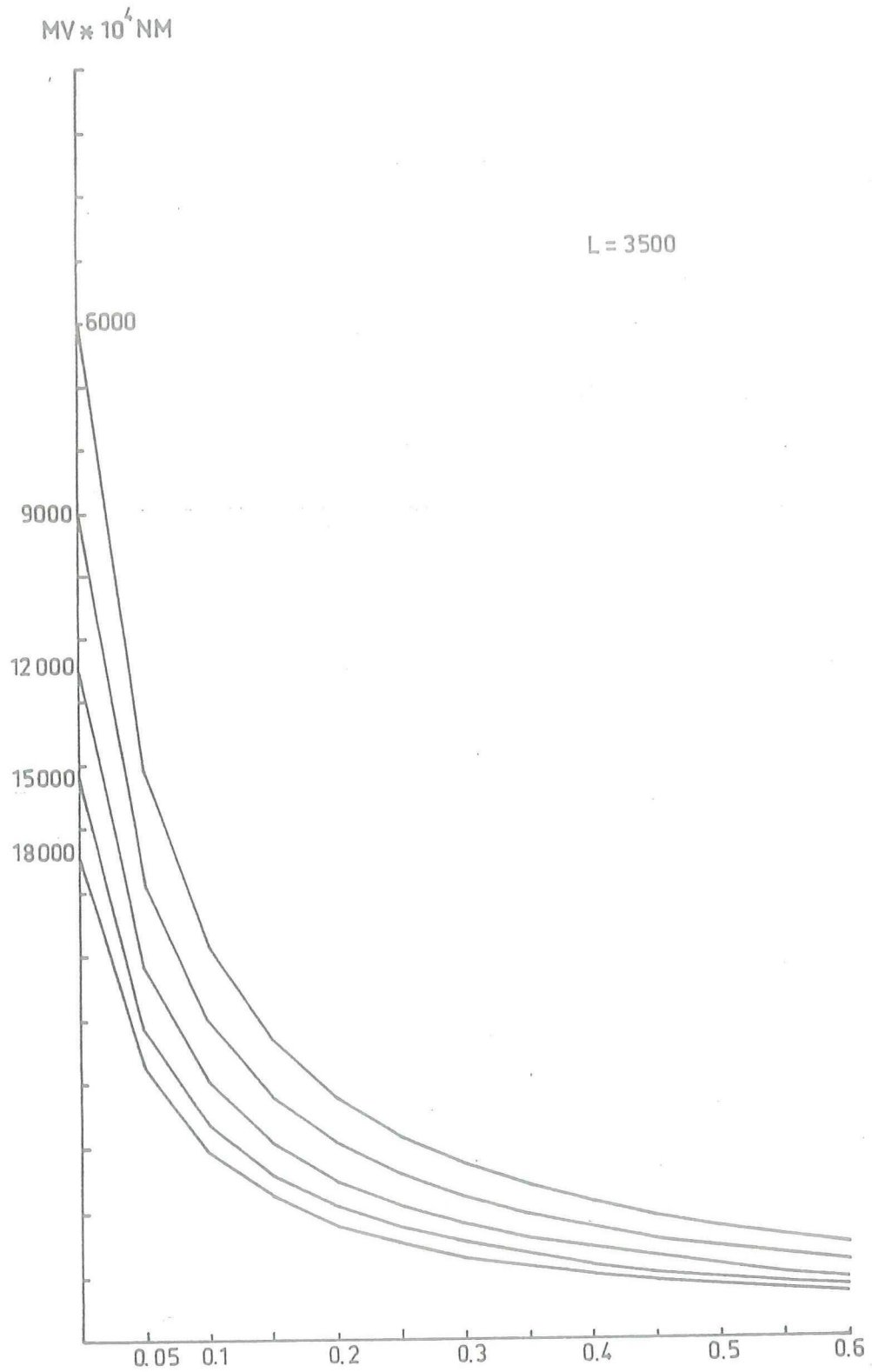
fig. 9.

De langsverstijving trekt een volledige puntlast aan, zodat de kracht nu 50000 N is.

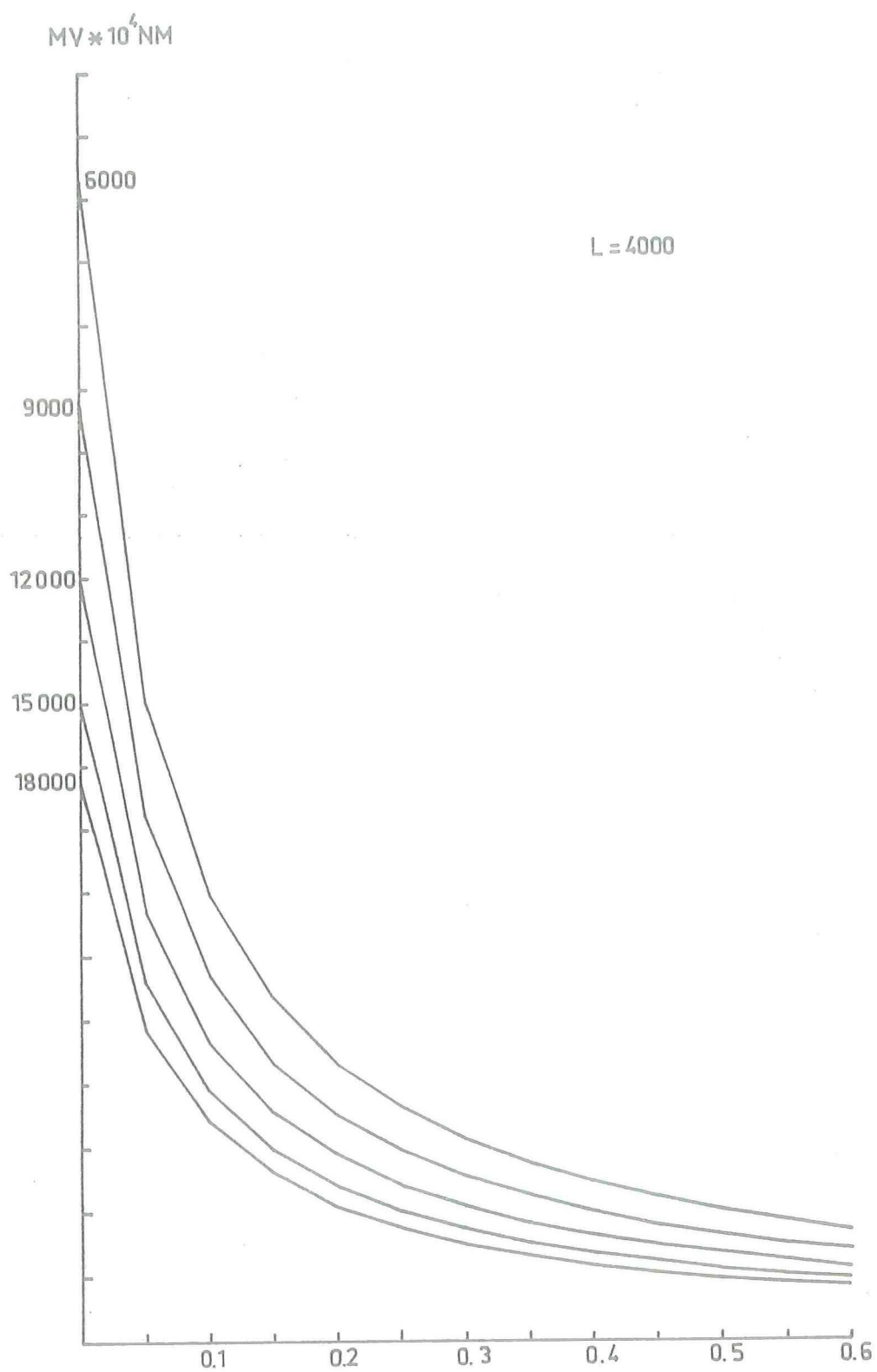
$$\lambda = \frac{100000}{48000} = 2.083.$$



Grafiek 1



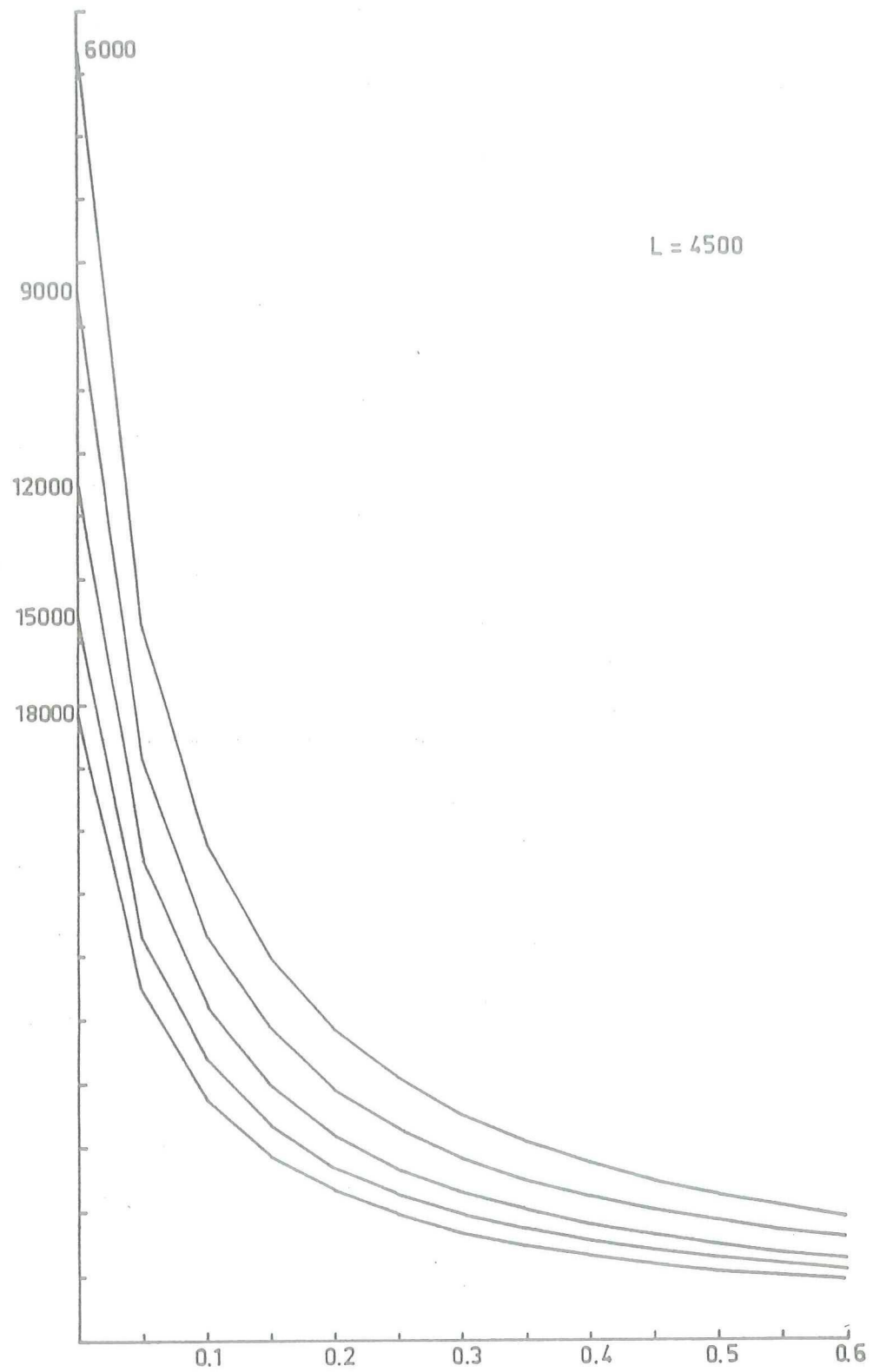
Grafiek 2



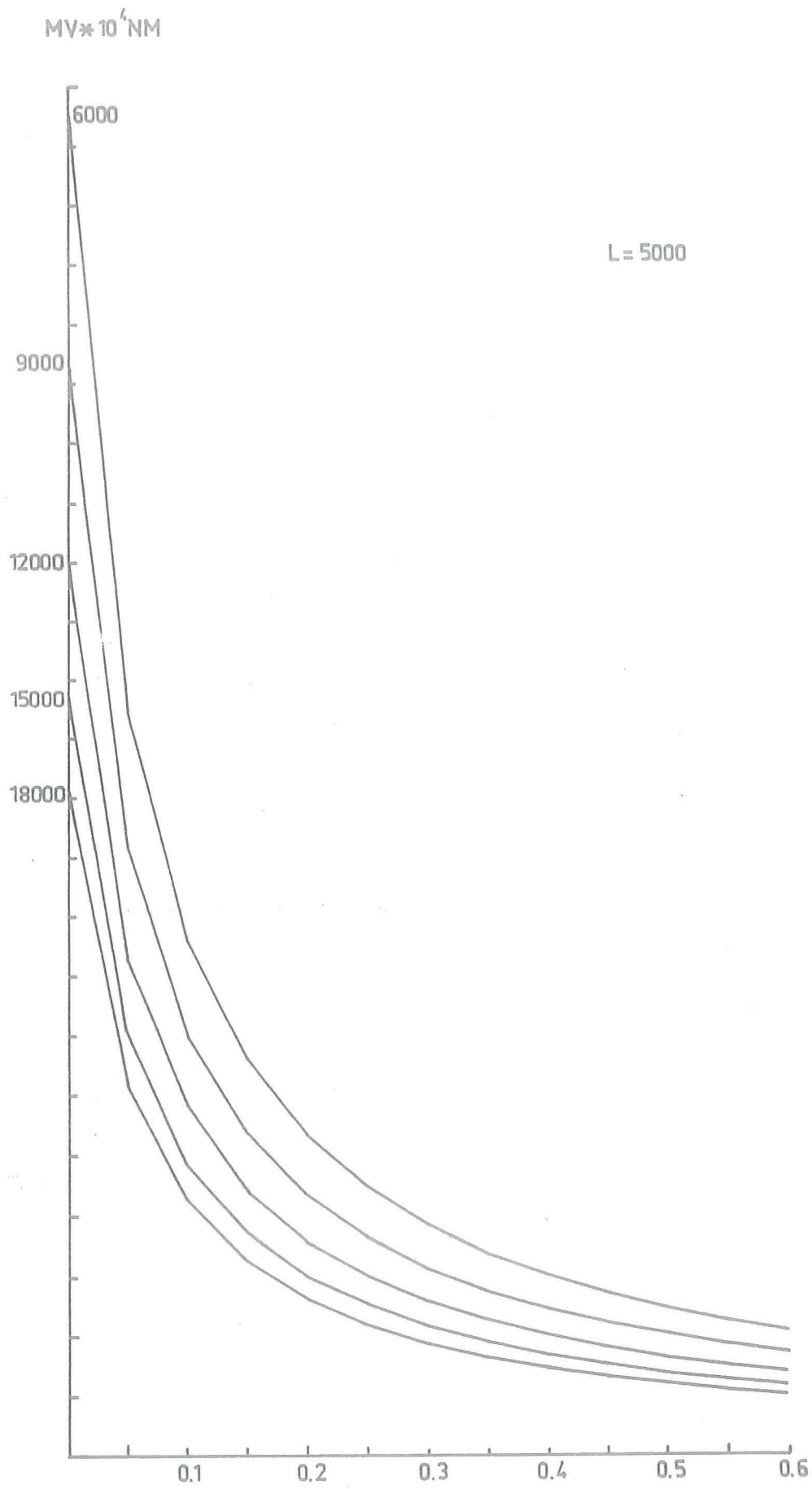
Grafiek 3

MV $\times 10^4$ NM

19



Grafiek 4



Grafiek 5

7. Analyse van de resultaten

De resultaten vervat in de grafieken 1 t/m 5 wettigen de verwachting, dat het verband tussen $M_v (\equiv y)$ en $\frac{I_d}{I_s} \frac{w \cdot L^3}{B^4} (\equiv x)$ hyperbolisch is.

Stel nu: $y = \frac{\tau}{\alpha + x}$ [τ en α parameters]

Dan is : $\sum_N (\alpha y_n + x_n y_n - \tau)^2 = \text{minimaal}$
op grond van de methode der kleinste kwadraten.
Hieruit volgt:

$$\sum_{n=1}^N y_n (\alpha y_n + x_n y_n - \tau) = 0 \quad (33)$$

$$\sum_{n=1}^N (\alpha y_n + x_n y_n - \tau) = 0 \quad (34)$$

$$\text{of} \quad \alpha \sum y_n^2 - \tau \sum y_n = - \sum x_n y_n^2 \quad (35)$$

$$\alpha \sum y_n - \tau \cdot N = - \sum x_n y_n \quad (36)$$

Hieruit zijn α en τ te bepalen α blijkt constant: +0,0616.

In grafiek 6 zijn de waarden τ verzameld.

In het interval $< 0.05 - 0.60 >$ blijkt de grootste afwijking minder dan 0.01% te bedragen.

Opm.: Deze uitkomst is ook onmiddellijk af te leiden uit (32).

Deze te ingewikkelde weg is alleen bewandeld als extra controle.

Overigens: het resultaat klopt.

8. Formulier

Op grond van het voorgaande wordt nu voorgesteld de berekening qua sterkte als volgt te formaliseren:

- Berekening van een strook uit de orthotrope plaat ter breedte van $w = 0.6 \text{ m}$ en een belasting volgens klasse 60.

$$IS: = \quad \text{m}^4$$

$$ID: = \quad \text{m}^4$$

$$L: = \quad \text{m}$$

$$B: = \quad \text{m}$$

$$\psi: = \frac{ID}{IS} \approx \frac{w \cdot L^3}{B^4} =$$

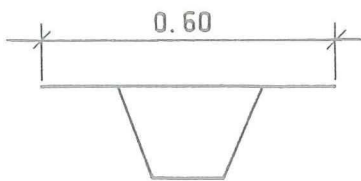
$$\psi_{\text{veer}} \quad \psi_{\text{veer}} \quad [\text{zie grafiek}]$$

$$M_V: = \frac{\psi_{\text{veer}}}{0,0616 + \psi} = \quad \text{N.m}$$

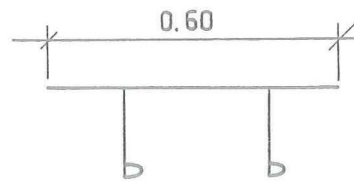
$$M_B: = 300 L^2 + \lambda \approx 24000 \approx (L-1) = \quad \text{N.m}$$

$$M_O: = 150 L^2 + \lambda \approx 3000 \approx \frac{3 L^3 + L^2 - 6L - 4}{L^2} = \quad \text{N.m}$$

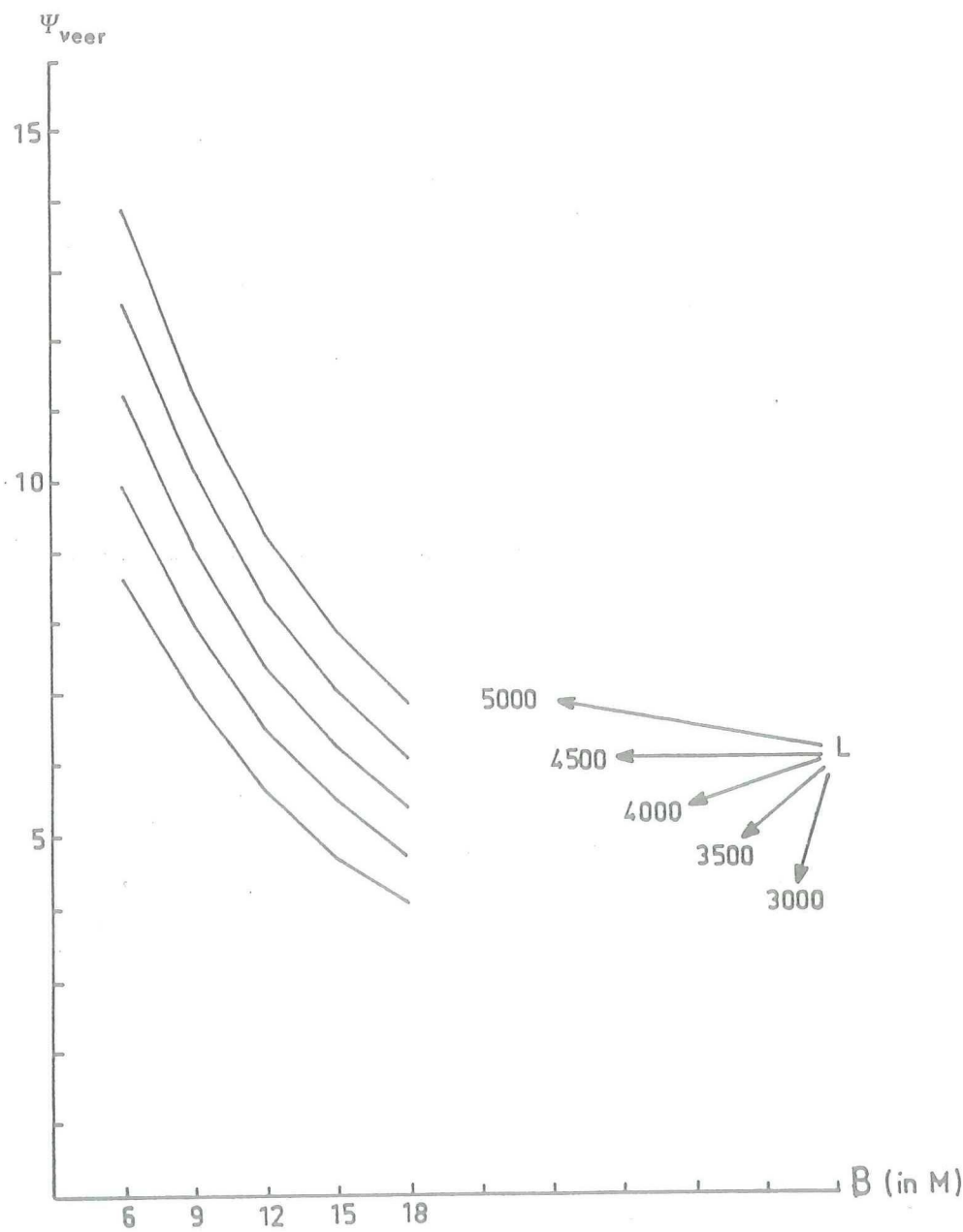
$$\text{Max. veldmoment is } M_B + \frac{1}{2} M_V - \frac{1}{2} M_O = \quad \text{N.m}$$



$$\lambda = 1.1$$



$$\lambda = 1.4$$



Grafiek 6

Opmerkingen: - De situatie dat de dwarsdrager zeer slap is, d.w.z.
dat $M_v - 2M_o > 0$ is, is niet onderzocht.
Het lijkt ook niet praktisch.

- Voor klasse 45 en klasse 30 bruggen zijn reductiefactoren
0.75 resp. 0.50 toe te passen.
- Op stijfheid is niet gecontroleerd, daar hiervoor geen
normen gegeven zijn.

9. Bepaling van het grootste overgangsmoment in de langsverstijving

We gaan daarbij uit van de veronderstellingen:

- de dwarsdragers zijn volkomen star
- beide velden zijn belast

Het overgangsmoment t.g.v. de gelijkmatig verdeelde belasting is dan per strook ter breedte w :

$$M_{oQ} = 500 \cdot w \cdot L^2 \quad (w \text{ in m.}) \quad (37)$$

T.a.v. de puntlasten moeten twee mogelijkheden onderzocht worden.

1. Beide puntlasten staan in één veld.
2. Beide puntlasten staan ter weerszijde van de midden-dwarsdrager.

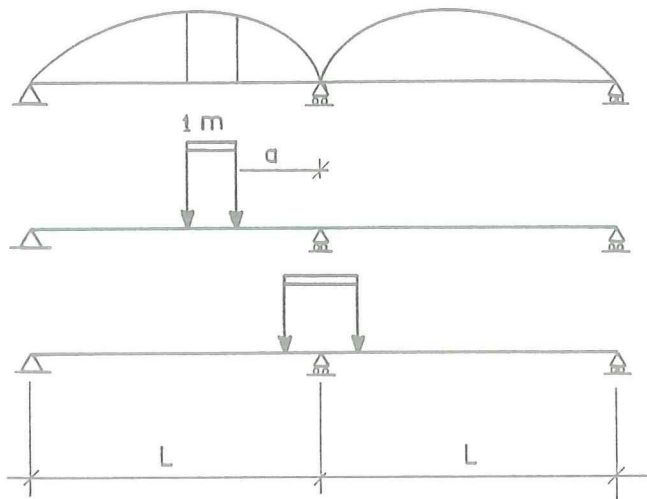


fig. 10.

Uit (6) volgt:

$$\phi = \frac{P}{6} \frac{a(L-a)(2L-a)}{L \cdot EI_S} + \frac{P}{6} \frac{(a+1)(L-a-1)(2L-a-1)}{L \cdot EI_S} \quad (38)$$

$$= \frac{P}{6L \cdot EI_S} \left[\begin{aligned} &2aL^2 - 3a^2L + a^3 + 2aL^2 + 2L^2 - 3a^2L - 6aL - 3L \\ &+ a^3 + 3a^2 + 3a + 1 \end{aligned} \right] \quad (39)$$

Voorwaarde is nu:

$$\frac{\partial \phi}{\partial a} = 0 \quad (40)$$

$$0 = 6a^2 + a \cdot 6 \cdot (1 - 2L) + (4L^2 - 6L + 3)$$

$$\therefore a = \frac{-6(1-2L) \pm \sqrt{36(1-2L)^2 - 4 \times 6 \times (4L^2 - 6L + 3)}}{12} \quad (41)$$

Het + teken blijkt niet van toepassing.

Substitutie van a in (39) levert de grootste hoekverdraaiing.

Uit (6) volgt:

$$\phi = 2 \cdot \frac{P}{6} \frac{a(L-a)(2L-a)}{L \cdot EI_S} \quad (42)$$

met a = 0.5

Het grootste overgangsmoment t.g.v. het puntlastenstelsel volgt nu uit

$$M_O = 3 \cdot \frac{EI_S}{2L} \cdot \phi$$

waarin ϕ de grootste waarde is, berekend volgens (39) resp. (42).

opmerking: De afleiding zoals hierboven gegeven geldt alleen voor het geval twee puntlasten in één veld staan.

Dit blijkt alleen maatgevend als $L=3. m$

In het computerprogramma is uiteraard rekening gehouden met de derde puntlast in het aangrenzende veld waar dat maatgevend is.

9 Computerprogramma

Het computerprogramma ter bepaling van het grootste overgangsmoment kan er nu als volgt uitzien:

```

*BEGIN*
*REAL*A,B,ME,MD,MT,L;
*INTEGER*N;
*FOR*N:=6*STEP*1*UNTIL*10*DO* *BEGIN*
L:=N/2;
A:=(2*L-1)/2-SQRT((1-2*L)**2/4-(4*L**2-6*L+3)/6);
ME:=(A*(L-A)*(2*L-A)+(A+1)*(L-A-1)*(2*L-A-1))/4/L**2;
MT:=(L-0.5)*(2*L-0.5)/4/L**2;
B:=4-A;
*IF*B<L*THEN* *BEGIN*
A:=-((5-3*L)-SQRT((5-3*L)**2-(2*L**2+1)*L-45)/3);
MD:=(A*(L-A)*(2*L-A)+(A+1)*(L-A-1)*(2*L-A-1)+(4-A)*(L-4+A)*(2*L-4+A))/4/L**2; *END*
*OUTREAL(1,ME);BLANK(1,5);OUTREAL(1,MT);BLANK(1,5);OUTREAL(1,MD);
*LINE(1,2); *END* *END*

```

De resultaten van dit programma zijn gegeven op blz. 28-a

10 Formulier

Het grootste overgangsmoment kan nu als volgt worden bepaald

$L =$ m

Hieruit volgt $M =$

$P = \lambda \approx 48000.$

trog: $\lambda = 1.1$

open profiel: $\lambda = 1.4$

Het grootste overgangsmoment is dan

$300 L^2 + P \approx M =$ Nm.

L	300 m	350 m	400 m	450 m	500 m
M	0.51	0.80	1.03	1.23	1.40

Voor de motivering van $\lambda = 1,1$ resp $1,4$: zie 12.3

Resultaten van het computerprogramma:

1.0670651519110381-01	1.0670651519110381-01	1.0670651519110381-01
2.1267306771616051-01	1.1267306771616051-01	1.1267306771616051-01
3.1631311177655341-01	1.1631311177655341-01	1.1631311177655341-01
4.1836115650254541-01	1.1836115650254541-01	1.1836115650254541-01
5.1927558033003441-01	1.1927558033003441-01	1.1927558033003441-01

Toelichting:

Van de drie waarden per rij gegeven (ME, MT, MD), moet de grootste gekozen worden als waarde van M.

De onderstreepte waarden zijn naar boven afgerond.

Schema balkrooster: getallen = knooppuntnummer
omcirkelde getallen = staafnummer

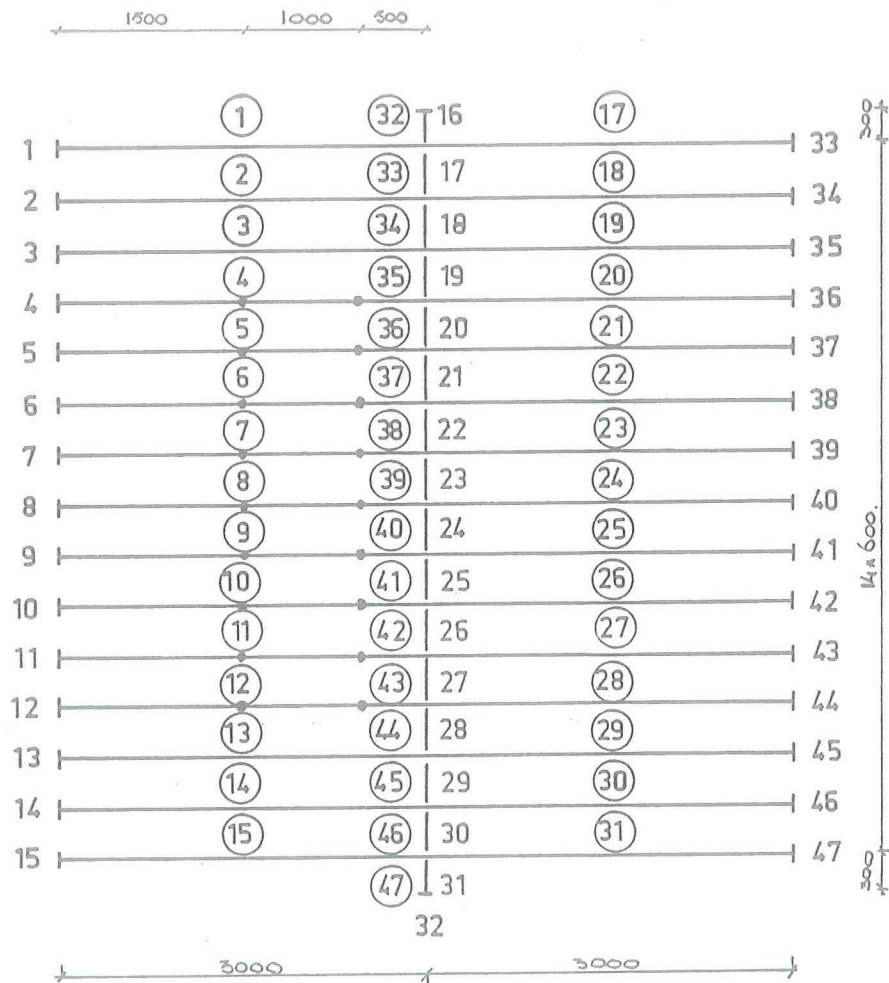


fig. 11

12. Vergelijking met andere berekeningsmethoden

Vergelijkingen zullen worden gemaakt met:

1. ICES - a. De orthotrope plaat wordt opgevat als een balkrooster.
De ingevoerde randvoorwaarden maken een vergelijking mogelijk met de verbeterde berekeningsmethode.
- b. Idem a, echter wordt nu aan de langsverstijvingen een torsie traagheidsmoment toegekend.
- c. Idem a, echter wordt nu aan de middendwarsdrager een torsie traagheidsmoment toegekend.
- d. Eén trog-langsverstijving, incl. dekplaat wordt berekend met de elementen methode.
De doorbuiging van de middendwarsdrager wordt geïmiteerd via een verende oplegging.
De belastingen grijpen aan in de knooppunten, zodat met schijfelementen kan worden volstaan.
Hiermee is tevens de invloed van verhinderde dwarscontractie te bepalen.

2. "Oude" voorstel VOSB(zie bijlage A)

3. Met behulp van ICES zal worden nagegaan in welke mate de λ -waarde gereduceerd kan worden.

Als vergelijkingsobject, tevens dienende als rekenvoorbeeld, is gekozen voor:

$$IS : = 7779 \text{ cm}^4$$

$$ID : = 215300 \text{ cm}^4$$

$$L : = 3.- \text{ m}$$

$$B : = 9.- \text{ m}$$

$$\psi : = \frac{ID}{IS} \cdot \frac{wL^3}{B^4} = \frac{215300}{7779} \cdot \frac{0.6 * 3^3}{9^4} = 0.0683$$

$$\psi_{\text{veer}} = 6.9248 * 10^3$$

$$MV : = \frac{\psi_{\text{veer}}}{0.0616 + \psi} = \frac{6924.8}{0.0616 + 0.0683} = + 53309 \text{ Nm}$$

$$M_O : = 150L^2 + \frac{100}{72} * 3000 \frac{3L^3 + L^2 - 6L - 4}{L^2} = - 32832 \text{ Nm}$$

$$M_B : = 300L^2 + \frac{100}{72} * 24000 * (L-1) = + 69367 \text{ Nm}$$

$$\text{Veldmoment} : = 69367 + \frac{53309 - 32832}{2} = + 79606 \text{ Nm}$$

$$\text{Overgangsmoment} : = 53309 - 32832 = + 20477 \text{ Nm}$$

Grootste doorbuiging dwarsdrager volgt uit

$$\delta = \frac{MV * L^2}{3E.IS} = \frac{53309 * 300^2}{3 * 2.10 * 10^6 * 7779} = 0.979 \text{ cm}$$

12.1a. De orthotrope plaat berekend als balkrooster

Resultaten volgens ICES:

Als overgangsmoment wordt gevonden voor een langsligger belast met
2 * 66666N:

24516 NM

Als doorbuiging van de dwarsdrager t.p.v. deze langsligger wordt gevonden:

1.033 cm

Verschillen:

T.o.v. het nieuwe voorstel bedragen de verschillen:

Overgangsmoment : 24516 - 20477 = 4039 Nm

Doorbuiging : 1.033 - 0.979 = 0.054 cm.

Commentaar:

- Bij het nieuwe VOSB voorstel is de doorbuiging berekend met behulp van één benaderingsterm:

$$\delta \cdot \sin \frac{\pi x}{B}$$

Dit overschat de stijfheid met $\pm 1\%$.

Met deze (ev.) correctie is het doorbuigingsverschil niet alarmierend.

- Het verschil van 0.054 cm is reeds verantwoordelijk voor 2940 NM van het verschil in overgangsmoment.

12.1b. Om de invloed van het torsietraagheidsmoment van een trog te bepalen, is, met behulp van ICES, een berekening gemaakt van hetzelfde balkrooster, waarbij nu aan de langsliggers een torsie traagheidsmoment van 14400 cm^4 is toegekend.

Bij $L = 3, -\text{m}$ en $B = 9 - \text{m}$ mogen we veronderstellen dat de invloed van dit torsie traagheidsmoment dicht bij het maximum ligt.

Resultaten:

Het grootste torderende moment in een trog is 12616 Nm

De grootste doorbuiging van de middendwarsdrager is 0.9397 cm .

Het torderende moment in de zwaarst belaste langsverstijving is maximaal: 5384 Nm

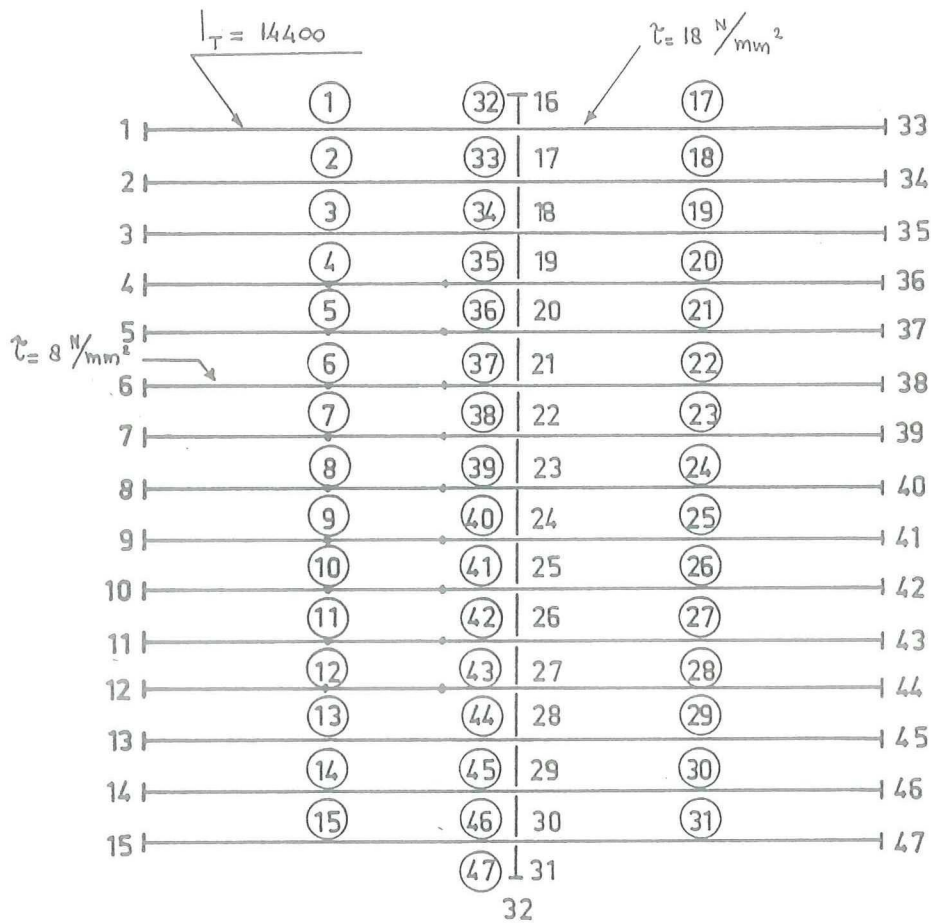


fig.12

Verschillen:

T.o.v. geval 12.1a. is de doorbuiging afgenomen met $1.033 - 0.940 = 0.093$ cm. Hierdoor neemt ook MV af met $\pm 10\%$ en het grootste veldmoment neemt af met $\pm 5\%$ van MV.

Commentaar:

- Het grootste torderende moment blijkt op te treden bij de langsverstijvingen belast met alléén een gelijkmatig verdeelde belasting.
De bijbehorende schuifspanning is $\pm 18 \text{ N/mm}^2$.
- De langsverstijving met het grootste veldmoment krijgt een schuifspanning van $\pm 8 \text{ N/mm}^2$ toegevoegd, bij een reductie van het veldmoment van $\pm 5\%$ van MV.
Het één heft het ander gedeeltelijk op. De rest is verwaarloosbaar.
- Het overgangsmoment wordt groter, maar nooit maatgevend.

Conclusie:

Voor een vereenvoudigde rekenmethode kan dit aspect zonder bezwaar verwaarloosd worden.

- 12.1c. Om de invloed van het torsie traagheidsmoment van de dwarsdrager te bepalen is, met behulp van ICES, een berekening gemaakt van hetzelfde balkrooster als genoemd onder 12.1a, maar nu wordt aan de dwarsdrager een torsietraagheidsmoment toegekend, groot 400 cm^4 .

Resultaten:

In de zwaarst belaste midden langsverstijving is het overgangsmoment links: 23796 NM.

Het bijbehorende rechter overgangsmoment is 25013 Nm

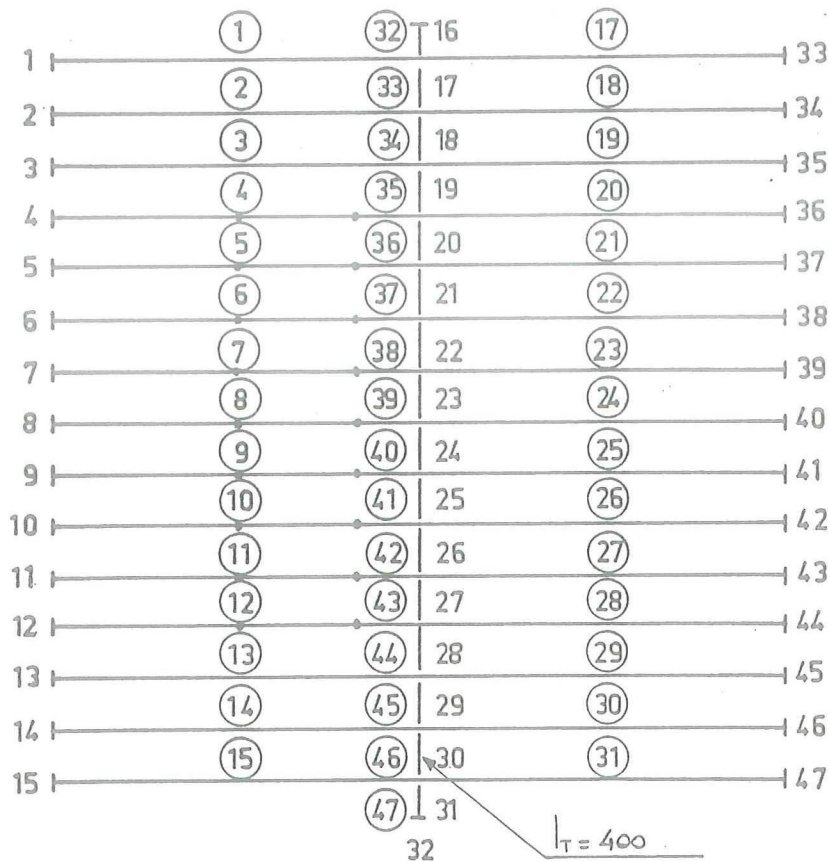


fig.13

Commentaar:

- Het verschil in overgangsmoment links en rechts is verwaarloosbaar.
- De oorzaak van het verschil is duidelijk:
Twee aangrenzende langsverstijvingen hebben ongelijke puntbelastingen, n.l. 66666 N. resp. 25000 N.
Er ontstaat een verschil ϕ in eindhoekverdraaiing tussen deze beide langsverstijvingen.

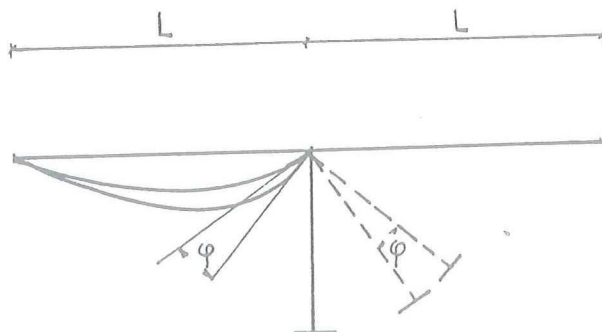


fig.14

Door de dwarsdrager moet deze hoek overbrugd worden, hetgeen gepaard gaat met een torderend moment in de dwarsdrager. Dit laatst genoemde moment verklaart het verschil van $25013 - 237962 = 1217 \text{ Nm}$.

- De vraag doet zich voor of hier inderdaad op de juiste wijze geschematiseerd is.
- . Het torsie traagheidsmoment geldt voor het gehele dwarsdragerprofiel, terwijl de langsverstijving slechts aan de bovenzijde aangrijpt.

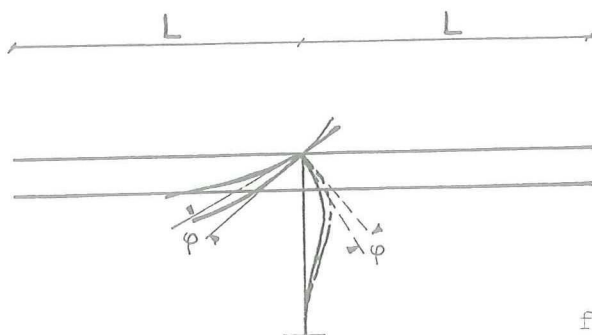


fig.15

- . De dekplaat levert ook weerstand op grond van de stijfheid in het eigen vlak.
- Middelen we de beide overgangsmomenten, dan resulteert 24404 Nm
T.o.v. het eerder gevonden overgangsmoment van 24516 Nm een verschil van $\pm 0.5\%$.

12.1d. Controle via de elementenmethode.

Uitgangspunten zijn:

Toegepast wordt een trogprofiel 2/325/6, met een dekplaat dik 12 mm.

De beide eindoplegpunten zijn stijf; het middensteunpunt is verend.

De uitwendige belasting grijpt aan in de knooppunten.

Het effect van plaatwerking wordt hier dus buiten beschouwing gelaten.

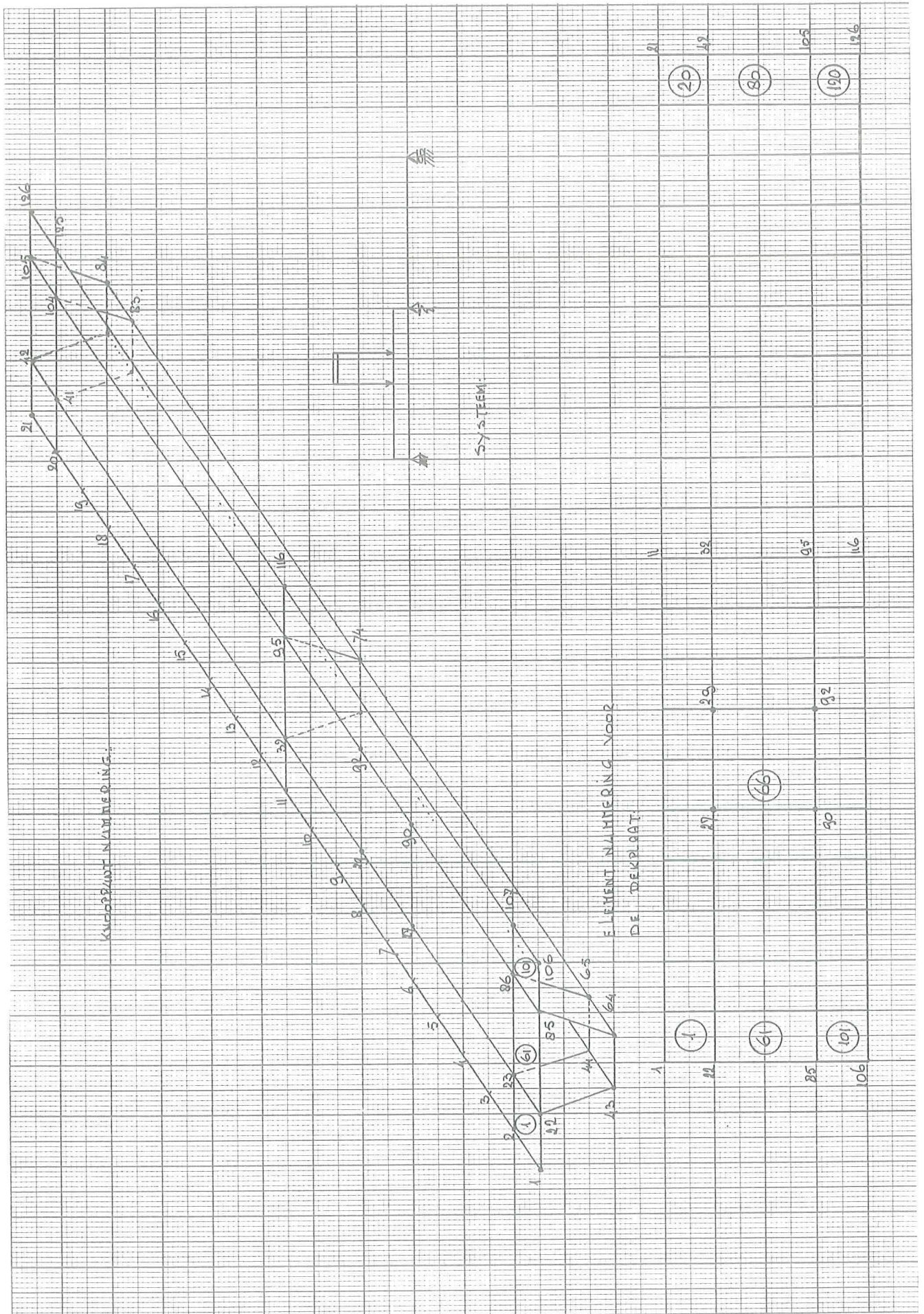
Het voordeel is dat met eenvoudige schijfelementen kan worden gewerkt.

De constructie wordt geïdealiseerd volgens fig. 16.

Uit symmetrie-overwegingen zijn de knooppunten 1 t/m 21 resp. 106 t/m 126 onverplaatsbaar gekozen in de richting loodrecht op de trog.

De belasting is als volgt:

Knooppunten 22 t/m 31 resp. 85 t/m 94	puntlasten 600 N.
Knooppunten 27,29,90,92	puntlasten 33333N.
Knooppunten 32,95	puntlasten 300 N.



Overige gegevens:

$$L := 5. - m$$

$$B := 15. - m$$

$$IS := 14350 \text{ cm}^4.$$

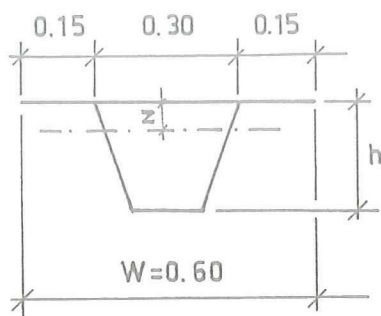


fig.17

Veerconstante $4000 \frac{\text{KG}}{\text{cm}}$

$$W_{\min} := 554 \text{ cm}^3$$

$$W_{\max} := 1988 \text{ cm}^3$$

Resultaten:

In element 66 geldt:

- zonder fixering van de randpunten

$$\sigma_x = 61.56 \text{ N/mm}^2, \quad \sigma_y = 1. - \text{N/mm}^2$$

- met fixering van de randpunten

$$\sigma_x = 62.69 \text{ N/mm}^2, \quad \sigma_y = 16.1 \text{ N/mm}^2$$

De waarde 16.1 klopt goed met de constante van Poisson : 0.3

De doorbuiging t.p.v. de middendwarsdrager is 1.175 cm. Bij fixering van de randpunten is dit 1.170 cm, een verwaarloosbaar verschil.

Het veldmoment volgt dan uit

$$M = 61.56 * 1988 = 122387 \text{ N}$$

Uit $\delta = 1.175 \text{ cm}$ volgt

$$MV := \frac{3EI_s}{L^2} \cdot \delta = 1.175 \times \frac{3 \times 2.1 \times 10^6 \times 14350}{500^2} \cdot 10^{-1} = 42491 \text{ Nm}$$

$$M_o := 150 * 5^2 + 1.39 * 3000 * \frac{3 \times 5^3 + 5^2 - 6 * 5 - 4}{5^2} = 64799 \text{ Nm}$$

$$M_b := 300 * 5^2 + 1.39 * 24000 * (5-1) = 140940 \text{ Nm}$$

Commentaar:

- Het veldmoment zou moeten zijn, volgens de "nieuwe VOSB-regel":

$$140940 + (42491 - 64799)/2 = 129786 \text{ Nm i.p.v. } 122386 \text{ Nm}$$

Een verklaring hiervoor is, dat element 66 knooppunt 27 bevat, waar een grote puntlast aangrijpt.

Er is dus sprake van een ordeverstoringe krachtleiding.

Deze verstoring komt wel tot uiting bij toepassing van de elementenmethode, maar niet volgens de nu voorgestelde rekenregel.

Door de dwarskrachtvervorming wordt de drukspanning in element 66 inderdaad gereduceerd. Daar de grootte van deze reductie niet vooraf bekend is, is vergelijking niet goed mogelijk. We zullen ons tevreden moeten stellen met correcte tendenzen.

- Door het fixeren van de randpunten ontstaat een membraanspanning, t.g.v. verhinderde dwarscontractie groot ± 30% van de buigspanning en voorzien van hetzelfde teken. Deze membraanspanning moet niet verward worden met membraan spanningen voortvloeiende uit grote vervorming van de orthotrope plaat als geheel.

12.2. Vergelijking met het huidige VOSB-voorstel

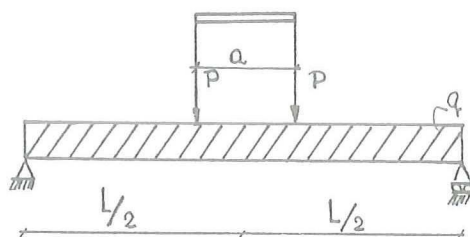


fig.18

De vergelijking heeft betrekking op het eerder uitgewerkte voorbeeld met $L = 3. \text{ m}$

Max. veldmoment is

$$\frac{3}{4} \cdot \left[\frac{1}{8} q L^2 + \frac{L}{2} \cdot P \cdot \frac{\frac{L}{2} + \frac{L}{2} - a}{L} \right] = \frac{3}{4} \cdot \left[\frac{2.4}{8} \cdot 300^2 + \frac{6666.6}{2} (300-100) \right] \cdot 10^{-1} =$$

$$= 52025 \text{ Nm}$$

- Hieruit volgt dat het veldmoment bij deze berekeningsmethode aanmerkelijk te klein wordt genomen:
52025 t.o.v. 79606 (verschil t.o.v. 79606 is 35%).
- Het overgangsmoment moet in absolute grootte gelijk genomen worden aan het veldmoment.
Dit klopt goed: 52025 t.o.v. 53309, zij het dat het teken verschilt (Dit wordt overigens in het huidige VOSB-voorstel niet expliciet voor onmogelijk verklaard).
- De vraag rijst of deze situatie qua vermoeding aanvaardbaar is.
- Het huidige VOSB voorstel komt overeen met een ψ -waarde die zeker binnen het interval $< 0.05-0.60 >$ valt.
Een toevalstreffer is zeker niet uitgesloten.

12.3. Correctiefactor λ

De controle via ICES leverde een beeld op van voordelige en nadelige uitkomsten van relatief gering belang.

Een ingreep in de nieuwe berekeningsvoorstellen lijkt op grond hiervan niet of nauwelijks nodig.

Anders ligt dit met de ingevoerde correctiefactor λ .

De controles zijn steeds uitgevoerd met randvoorwaarden met een ingebouwde bevestiging van deze correctiefactor:

gecontroleerd werd het belastingsgeval A i.p.v. belastingsgeval B.

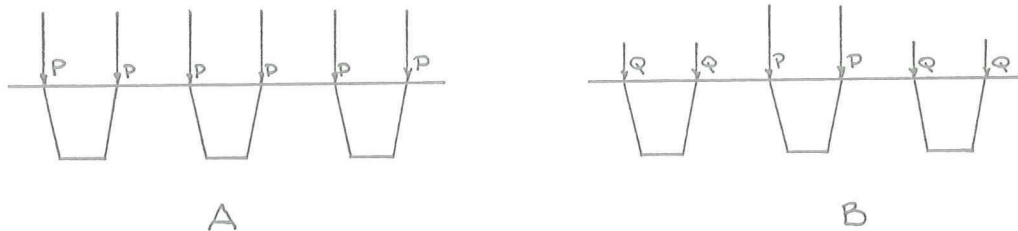


fig.19

$$P = 33333 \text{ N}$$

$$Q = 12500 \text{ N}$$

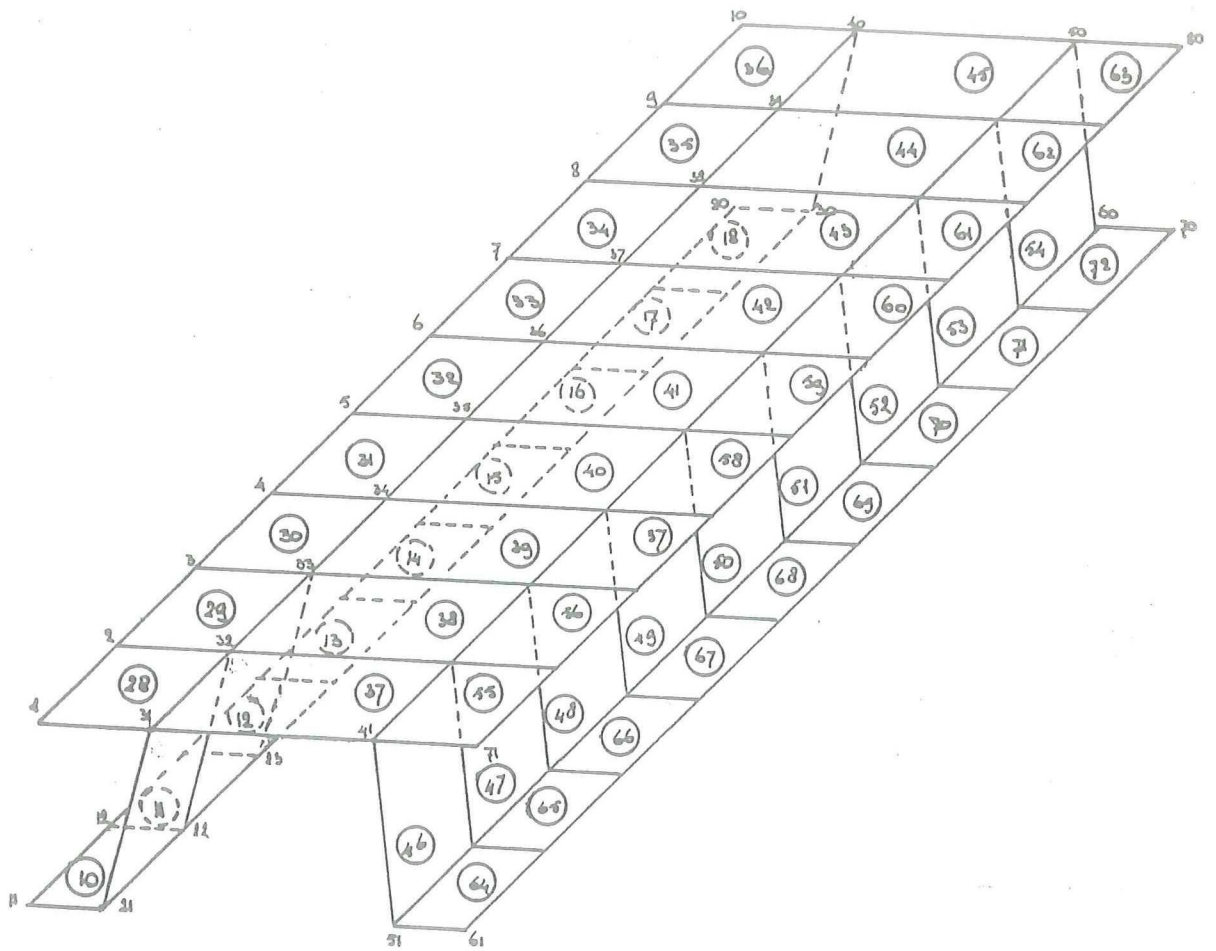


fig.20

Immers: Bij een berekening als balkrooster werken de langsverstijvingen onafhankelijk.

Bij de controle met de elementenmethode is t.n.t. slechts één langsverstijving in rekening gebracht.

Het effect van de medewerkende breedte blijft daarmee, ten onrechte, buiten beschouwing.

Om deze invloed na te gaan is een ICES-berekening gemaakt zowel voor geval A als voor geval B, echter alleen bij trogvormige langsverstijvingen. De resultaten zijn als volgt voor een troglangsligger:

$$\text{Geval A: } \sigma_{\max} = 1959.3 \text{ kg/cm}^2$$

$$\text{Geval B: } \sigma_{\max} = 1528.8 \text{ kg/cm}^2$$

De reductiefactor blijkt dus in werkelijkheid:

$$\frac{100}{72} \cdot \frac{1528.8}{1959.3} = \underline{\underline{1.084}}$$

$$\text{afgerond: } \bar{\lambda} = 1.1.$$

Opmerking:

1. Deze spanningen zijn berekend voor een ligger op 2 steunpunten, met een doorsnede

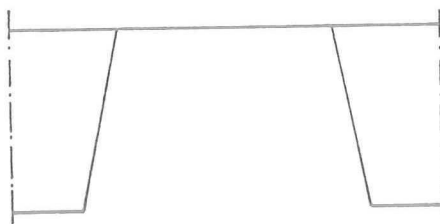


fig.21

De afgegeven spanning is de grootste spanning in de onderrand. Het blijkt dat de factor $\bar{\lambda}$ niet constant is; in ieder element vinden we weer een afwijking.

Bij relatief lage spanningen zijn grote afwijkingen geconstateerd.

Tot slot moet deze berekening m.b.t. de correctiefactor λ herhaald worden voor het geval van b.v. bulb-profielen.

Twee verschillende waarden van w moeten gezien worden, daar vermoed kan worden dat λ zal veranderen met w .

Evenals bij het trog-profiel, worden twee belastingsgevallen beschouwd:

-1-De discrete VOSB-belasting

-2-Dezelfde belasting, waarbij echter de discrete puntlasten per as zijn vervangen door gelijkmatig verdeelde lijnlasten.

Fig. 22 geeft het schematische beeld van de vloersectie, opgelegd op twee vaste steunpunten.

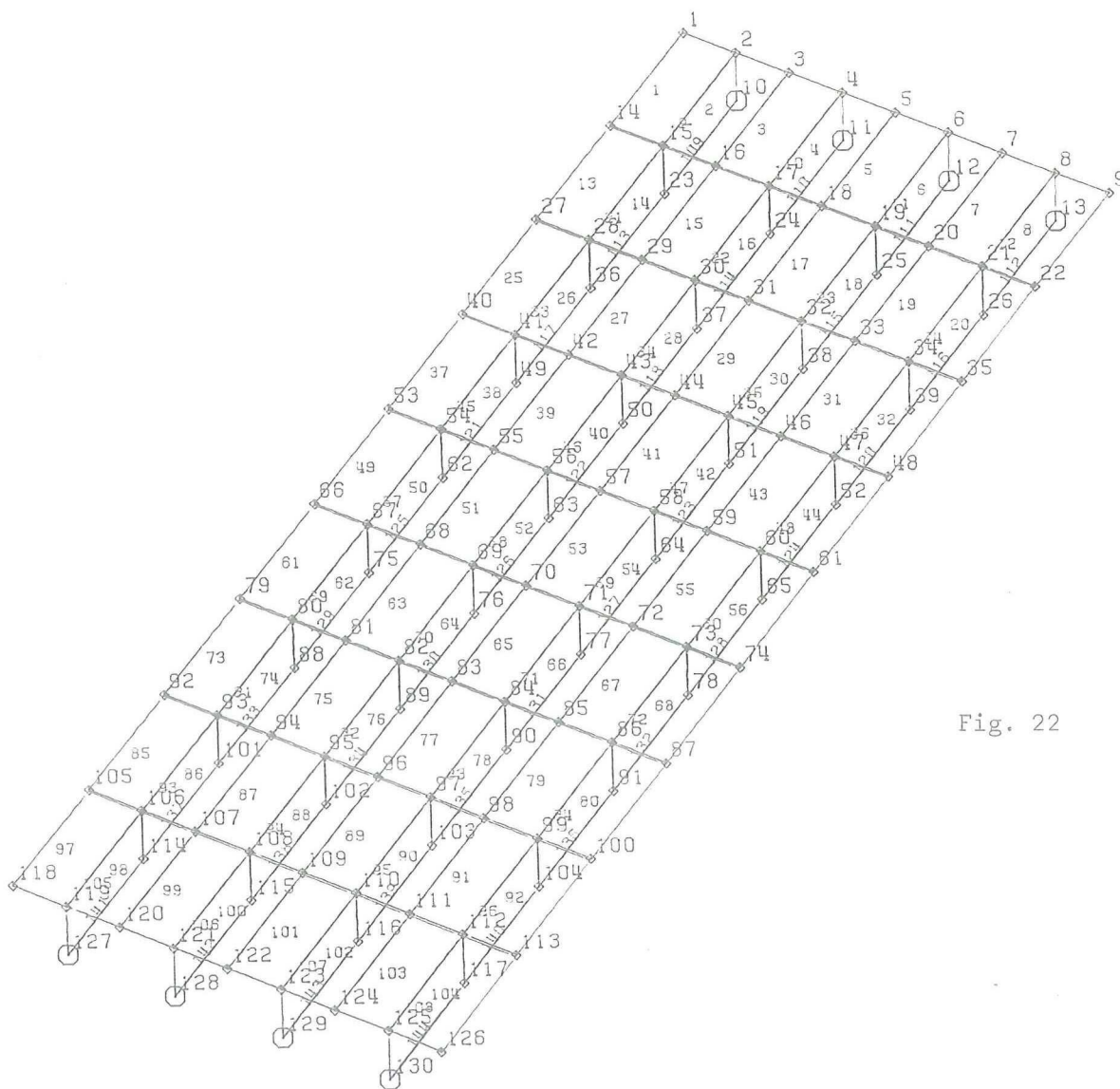


Fig. 22

Opmerking: de grote cijfers geven de nummering van de knooppunten
de kleine cijfers geven de nummering van de elementen.

Opgemerkt moet worden, dat de "bulb" van het profiel vervangen is door een apart staafelement.

In deze staafelementen treden de grootste trekspanningen op, die dan ook gebruikt worden om de factor λ te bepalen.

Resultaten:

Voor $w=0,60$ m is de grootste trekkracht in een staafelement:

- bij discrete VOSB-belasting: 187555 N
- bij gelijkmatig verdeelde lijnlast 134005 N

Hieruit volgt $\lambda_{60} = 187555 : 134005 = 1,40$

Voor $w=0,80$ m blijkt dit te zijn:

$$\lambda_{80} = 199644 : 180270 = 1,10$$

Aannemende dat λ lineair verloopt, moet dan gelden:

$$\lambda = 2,3 - 1,5 \cdot w \quad (w \text{ in m.})$$

Opmerking: Het doet wellicht wat vreemd aan, dat de factor λ zo snel terug loopt bij groter wordende w .

De verklaring hiervoor ligt in de definitie van deze factor. Bij de discrete VOSB-belasting staat een puntlast van 50 kN op de langsverstijving.

De lijnlast over de breedte w is dan echter: $200 \cdot w / 2,5 = 80 \cdot w$

Het quotient: $50 / (80 \cdot w)$ is een maat voor het verschil in beide belastingsgevallen.

Bij $w=0,60$ m is dat quotient 1,042

Bij $w=0,80$ m is dat quotient 0,781

Het quotient $1,042 / 0,781$ blijkt nu het andere quotient: $1,40 / 1,10$ bijna te nivelleren.

De conclusie moet dus zijn, dat er in wezen slechts een schijnverandering optreedt.

BIJLAGE A

VOSB. Ontwerp Hoofdstuk (Februari 1977)

Aanbevelingen voor orthotrope stalen brugdekken

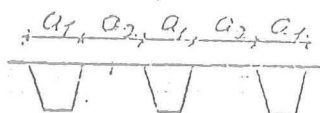
Indien wordt afgezien van een nauwkeurige berekening, mag een ontwerp voor een orthotroop stalen brugdek worden gebaseerd op de volgende aanbevelingen:

- staalsoort: Fe 510
- dekplaat, voor de dikte t mogen de volgende waarden worden aangehouden, afhankelijk van de grootste ondersteuningsafstand a (a_1 of a_2).

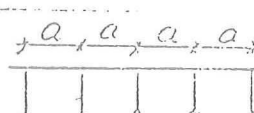
$$a \leq 300 \text{ mm} \quad t = 12 \text{ mm}$$

$$300 < a \leq 350 \text{ mm} \quad t = 14 \text{ mm}$$

$$500 < a \leq 400 \text{ mm} \quad t = 16 \text{ mm}$$



kokervormige l.l.



open l.l.

Wel moet worden gecontroleerd of ten gevolge van de rekenbelastingen wordt voldaan aan de voorwaarde:

$$\sqrt{\sigma_1^2 + \sigma_d^2 - \sigma_1 \sigma_d + 3\tau^2} \leq 1,25\sigma_e$$

Hierin is:

σ_1 = de gesommeerde normaalspanning in langsrichting van de brug t.g.v. langsliggerwerking en hoofdliggerwerking.

σ_d = de normaalspanning in dwarsrichting t.g.v. de dwarsdragerwerking.

τ = de gesommeerde schuifspanning in de richting van het plaatvlak t.g.v. hoofdliggerwerking en dwarsdragerwerking.

σ_e = de rekenwaarde voor de vloeigrens.

De lokale spanningen t.g.v. de verkeersbelasting, zowel laststelsel als gelijkmatig verdeelde belasting, behoeven hier niet in rekening te worden gebracht.

c. langsliggers.

- de belasting door een laststelsel mag voor een langsligger worden opgevat als een puntlast per voertuigas, waarvan de grootte bedraagt:

aslast $\times \frac{a_1 + a_2}{2500}$ (in mm) bij kokervormige l.l.

of aslast $\times \frac{a}{2500}$ (in mm) bij open l.l. (zie figuur onder b.).

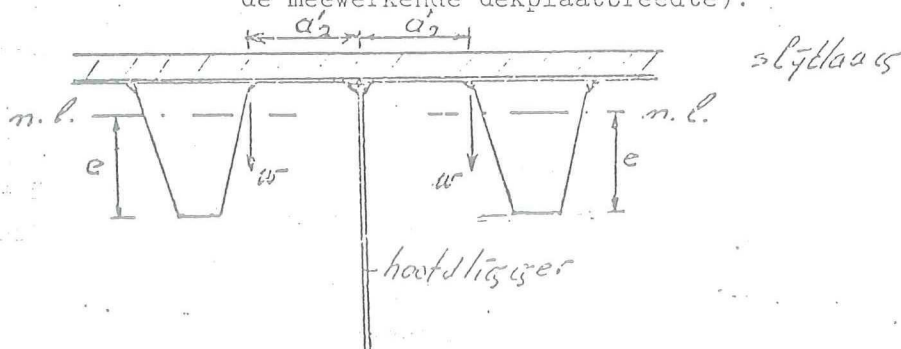
- Voor de met een langsligger meewerkende dekplaatbreedte mag worden aangehouden de h.o.h. afstand van de langsliggers.
- Bij langsliggers die zijn uitgevoerd als liggers over meer dan twee steunpunten mag het grootste buigende moment in het veld zowel als het steunpuntsmoment worden gesteld op 75% van het grootste veldmoment dat zou optreden indien de langsligger aan beide einden van het veld vrij zou zijn opgelegd.
- Indien de dekplaat doorgaat over het lijf van een hoofdligger (zie schets) mag bij toepassing van een bitumineuze slijtlaag de gelijktijdige doorbuiging w van beide eerste langsliggers naast de hoofdligger, niet groter zijn dan 2,5 mm.

Deze doorbuiging mag worden berekend met de formule $w = \frac{\sigma l^2}{15 E e}$.

Hierin is: σ = de grootste buigspanning in de langsligger, in het veld t.g.v. het laststelsel in de gebruikstoestand, bepaald met de 75% regel.

l = de veldlengte van de langsligger

e = de afstand van de neutrale lijn tot de onderzijde in de dwarsdoorsnede van de langsligger (inclusief de meewerkende dekplaatbreedte).



N.B. de afstand a_2 mag niet kleiner worden gekozen dan a_1 daar dit scheurvorming in de slijtlaag boven de hoofdligger zou bevorderen.

- De langsliggers moeten met ononderbroken lassen worden verbonden aan de dekplaat, bij kokervormige langsliggers moet hierbij de lasdikte tenminste bedragen 4; 4,5 en 5 mm bij dekplaatdiktes van respectievelijk 12; 14 en 16 mm.

- Indien de kokervormige langsliggers ter plaatse van de dwarsdragers worden onderbroken, moeten zij aan het lijf van de dwarsdragers worden verbonden met lassen die tenminste even sterk zijn als het kokervormig profiel (statisch berekend).
- Stukverbindingen in langsliggers mogen niet worden aangebracht tussen $\frac{1}{4}$ en $\frac{3}{4}$ van de veldlengte.
- De uitvoering van deze veldstukken in kokervormige langsliggers met passtukken met hetzelfde profiel als de langsligger en onderlegstrip- pen verdient de voorkeur (uitvoeringstechnisch en gelet op vermoei- ingssterkte).

d. Dwarsdragers

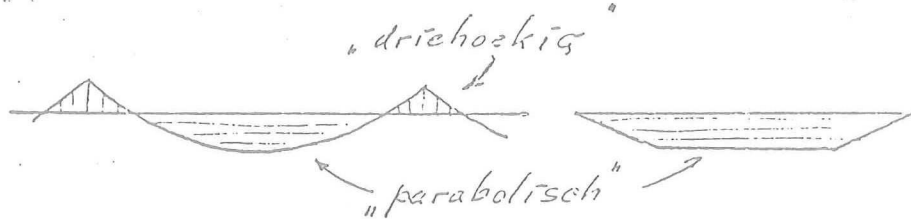
- Indien de dekplaat geacht mag worden mee te werken met de dwarsdrager, mag als meewerkende dekplaatbreedte worden aangehouden een breedte $\alpha_1 l$ en bij een einddwarsdrager $\frac{1}{2} \alpha_1 l$.

Hierin is: l de afstand tussen opvolgende nulpunten in de momentlijn.

$\alpha_1 = 0,2$ bij een "parabolische" momentenlijn

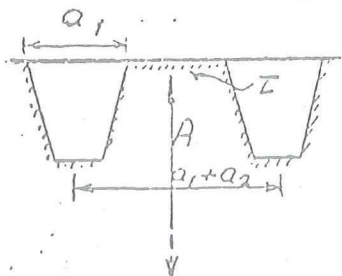
(10)

$\alpha_1 = 0,1$ bij een "driehoekige" momentenlijn.



dit

- Indien niet in strijd is met het constructiesysteem van de brug, moeten de dwarsdragers als vrij opgelegd worden beschouwd ter plaatse van beide hoofdliggers en moet de aansluiting met de hoofdliggers worden ge- dimensioneerd op $1/3$ van het maximale veldmoment t.g.v. de verkeersbe- lasting alsmede de over te brengen dwarskracht.
- Bij doorgestoken langsliggers moet de schuifspanningsverhoging in het lijf van de dwarsdrager bij de aansluiting aan de dekplaat als volgt in rekening worden gebracht.



$$\tau = \frac{a_1 + a_2}{a_2} \frac{D}{A}$$

D = dwarskracht ter plaatse van de onver- zwakte dwarsdoorsnede A van het dwars- dragerlijf.

e. Hoofdliggers

- Indien het dek geacht mag worden mee te werken met de hoofdligger, mag als meewerkende dekbreedte worden aangehouden een breedte $\alpha_1 l$ en bij zijhoofdliggers een breedte $\frac{1}{2}\alpha_1 l$. Hierin hebben α_1 en l dezelfde betekenis als bij de dwarsdraggers onder d. is aangegeven.