

Invloed van de machinestijfheid op het vrijbuigproces

Citation for published version (APA):

Guo, M. H., Hoogenboom, S. M., & Perduijn, A. B. (1993). *Invloed van de machinestijfheid op het vrijbuigproces*. (TH Eindhoven. Afd. Werktuigbouwkunde, Vakgroep Produktietechnologie : WPB; Vol. WPA1185). Technische Universiteit Eindhoven.

Document status and date:

Gepubliceerd: 01/01/1993

Document Version:

Uitgevers PDF, ook bekend als Version of Record

Please check the document version of this publication:

- A submitted manuscript is the version of the article upon submission and before peer-review. There can be important differences between the submitted version and the official published version of record. People interested in the research are advised to contact the author for the final version of the publication, or visit the DOI to the publisher's website.
- The final author version and the galley proof are versions of the publication after peer review.
- The final published version features the final layout of the paper including the volume, issue and page numbers.

[Link to publication](#)

General rights

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.

If the publication is distributed under the terms of Article 25fa of the Dutch Copyright Act, indicated by the "Taverne" license above, please follow below link for the End User Agreement:

www.tue.nl/taverne

Take down policy

If you believe that this document breaches copyright please contact us at:

openaccess@tue.nl

providing details and we will investigate your claim.

Invloed van de machinestijfheid
op het vrijbuigproces.

M.H. Guo
S.M. Hoogenboom
A.B. Perduijn

WPA-rapport nr. 1185

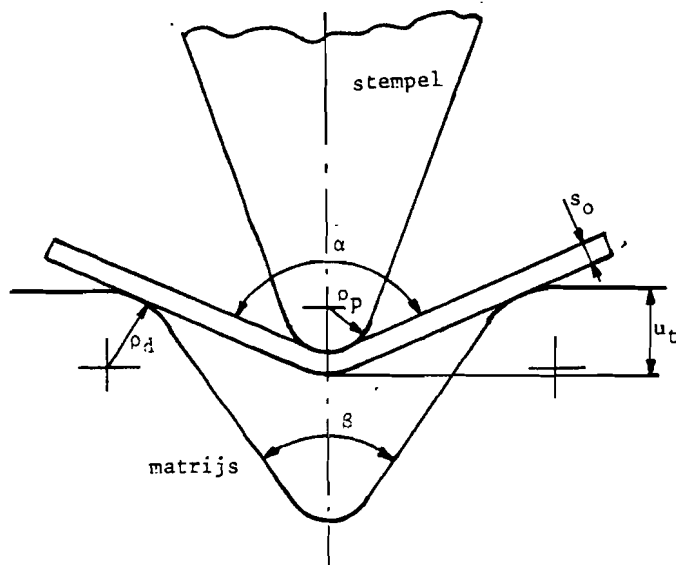
feb. 1993

Inhoudsopgave

- I Inleiding
- II Modelling en analyse
 - 2.1 Uitvering van de kantbank
 - 2.2 Geometrie van het vrijbuigproces
 - 2.3 Hoekverschil in de gebogen plaat
- III Resultaten
- IV Conclusies
- Literatuur
- Appendix A
- Appendix B

I Inleiding

Bij het vrijbuigen van een plaat op een kantbank zal t.g.v. de voor het buigen benodigde krachten de onder- en bovenbalk van de machine uitveren. Omdat bij het vrijbuigproces de buighoek α direct afhangt van de stempelverplaatsing u_t (zie fig. 1.1), zal de betreffende uitvering invloed hebben op α . In het algemeen betekent dit een verloop van α langs het gebogen produkt.



Figuur 1.1

De doelstelling van dit onderzoek is om, afhankelijk van

- materiaalsoort en plaatdikte;
- gereedschapsgeometrie;
- geometrie van onder- en bovenbalk van de kantbank;
- buig lengte

te komen tot een voor de praktijk toegankelijk eindresultaat waarmee een goede schatting kan worden verkregen van het maximaal optredende hoekverschil ($\Delta\alpha$) in een gebogen produkt. Op basis daarvan zou onder meer besloten kunnen worden of bombering van het gereedschap noodzakelijk is.

M.b.t. de analyse van genoemd hoekverschil zal een koppeling gelegd moeten worden tussen het vrijbuigproces enerzijds en het uitveergedrag van de kantbank anderzijds.

Een uitvoerige analyse van het vrijbuigproces heeft reeds plaatsgehad in het kader van een IOP-M projekt in 1990 [1]; dit resulteerde in een computerprogramma welke bij dit onderzoek intensief is gebruikt.

T.a.v. het mechanische gedrag van kantbanken is een literatuuronderzoek verricht binnen het opzoeksysteem van de TUE [2]; e.e.a. leverde niets op. Zodoende is op basis van een eenvoudige modellering een eigen berekening opgezet.

In het onderzoek zijn m.b.t. de te buigen plaat een drietal materiaalsoorten betrokken, n.l. aluminium, staal en roestvrijstaal.

Het plastisch materiaalgedrag wordt beschreven middels een exponentiële versterkingsfunctie, n.l.:

$$\bar{\sigma} = C(\bar{\varepsilon} + \bar{\varepsilon}_0)^n \quad (1.1)$$

De waarden van C, n en $\bar{\varepsilon}_0$ (te beschouwen als richtwaarden) zijn vermeld in tabel I.

Deze materialen beschrijven in m.n. hun C en n waarden het grootste deel van de in de praktijk voorkomende omvormmaterialen.

Materiaal	E ₁₎ [kN/mm ²]	ν ₂₎ [-]	C ₃₎ [N/mm ²]	n ₄₎ [-]	$\bar{\varepsilon}_0$ ₅₎ [-]
Aluminium	70	0.3	135	0.05	0.001
Staal	210	0.3	550	0.24	0.001
R.V.S.	190	0.3	1400	0.50	0.04

Tabel I

Teneinde het aantal geometrieparameters te beperken zullen voor de minst relevante daaronder de nu volgende, in de praktijk meest voorkomende, waarden worden gekozen, n.l. (zie fig 1.1)

$$\begin{aligned} \rho_p &= 0,4 \text{ mm} \\ \rho_d &= 1 \text{ mm} \\ \beta &= 30^\circ \end{aligned}$$

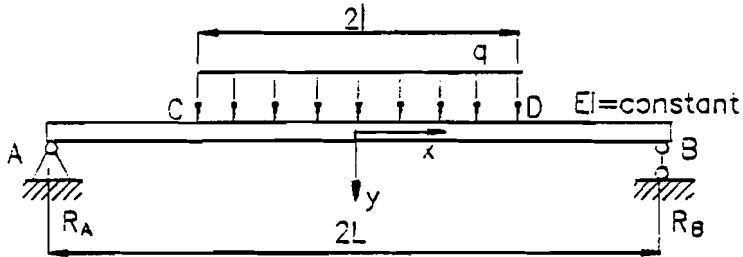
- 1) Elasticiteitsmodulus
- 2) Dwarscontractiecoëfficiënt
- 3) Karakteristieke deformatieweerstand
- 4) Versterkingsexponent
- 5) Voordeformatie

II Modelling en analyse

2.1 Uitvering van de kantbank

De totale uitvering bestaat uit een component t.g.v. de deformatie van de bovenbalk en een t.g.v. de deformatie van de onderbalk van de machine. In het algemeen zijn de stijfheden van de onder- en bovenbalk van dezelfde ordegrrootte.

Beide kunnen worden beschouwd als een in de uiteinden ondersteunde balk met een lengte van $2L$ met een constante EI (zie fig. 2.1). Dit laatste is niet het geval in de buurt van de ondersteuning waar de hoogte van de balken kleiner is (zie appendix B), maar dit effect wordt verwaarloosd.



Figuur 2.1

Verder wordt de belasting q t.g.v. het vrijbuigproces constant (d.i. onafhankelijk van x) verondersteld; dit betekent dat de variatie in q door het uitveren wordt verwaarloosd.

De lengte waarover q werkt is $2l$ en is symmetrisch t.o.v. het midden van de balk.

Zoals opgemerkt in de inleiding gaat het bij de analyse om het maximaal optredende hoekverschil in de gebogen plaat; dit betekent in feite dat moet worden nagegaan hoe groot het verschil is in de verplaatsing in de y -richting van de punten $x=0$ en $x=l$.

Voor de reactiekrachten in A en B geldt dan

$$R_A = R_B = q \cdot l \quad (2.1)$$

Hiermee is het moment in deel DB

$$M_{DB} = R_A \cdot (L-x) = q \cdot l \cdot (L-x) \quad (2.2)$$

Met

$$E \cdot I \cdot y'' = M \quad (2.3)$$

is dan

$$E \cdot I \cdot y'' = q \cdot l \cdot (L-x) \quad (2.4)$$

Hierin is I het oppervlaktetraagheidsmoment.

Opgelost geeft dit ($L > x > l$)

$$E \cdot I \cdot y = \frac{q \cdot l}{6} \cdot (L-x)^3 + A_1 \cdot x + A_2 \quad (2.5)$$

Als randvoorwaarde geldt

$$x = L, \quad y = 0 \quad (2.6)$$

zodat

$$A_2 = -A_1 \cdot L \quad (2.7)$$

Het buigend moment in deel CD is

$$M_{CD} = q \cdot l \cdot (L-x) - \frac{q}{2} \cdot (l-x)^2 \quad (2.8)$$

zodat met (2.3)

$$E \cdot I \cdot y'' = q \cdot l \cdot (L-x) - \frac{q}{2} \cdot (l-x)^2 \quad (2.9)$$

Opgelost geeft dit

$$E \cdot I \cdot y = \frac{q \cdot l}{6} \cdot (L-x)^3 - \frac{q}{24} (l-x)^4 + B_1 x + B_2 \quad (2.10)$$

De randvoorwaarde hierbij is

$$x = 0, \quad y' = 0 \quad (2.11)$$

zodat

$$B_1 = \frac{q \cdot l}{6} (3L^2 - l^2) \quad (2.12)$$

Aansluiting toepassen t.p.v. $x=l$, m.n. y en y' continu, levert op:

$$A_1 = B_1 = \frac{q \cdot l}{6} (3L^2 - l^2) \quad (2.13)$$

en

$$A_2 = B_2 = -\frac{q \cdot l \cdot L}{6} (3L^2 - l^2) \quad (2.14)$$

Hiermee wordt zodoende voor deel CD gevonden

$$E \cdot I \cdot y = \frac{q \cdot l}{6} \cdot (L-x)^3 - \frac{q}{24} \cdot (l-x)^4 + \frac{q \cdot l}{6} (3L^2 - l^2) \cdot (x-L) \quad (2.15)$$

Omdat het maximale hoekverschil dat in de gebogen plaat optreedt van belang is, moet de relatieve verplaatsing Δu tussen de punten $x=0$ en $x=l$ berekend worden. Als relatieve verplaatsing wordt gedefinieerd ($\Delta u > 0$).

$$\Delta u = y(x=l) - y(x=0) \quad (2.16)$$

Met (2.15) wordt dit

$$\Delta u = \frac{q \cdot l^3}{24EI} \cdot (12L - 7l) \quad (2.17)$$

Omdat zowel de boven- als de onderbalk uitveren, wordt voor de totale relatieve verplaatsing gevonden

$$\Delta u_t = \Delta u_u + \Delta u_i \quad (2.18)$$

of

$$\Delta u_t = \frac{q \cdot l^3}{24E} \left(\frac{1}{I_u} + \frac{1}{I_l} \right) \cdot (12L - 7l) \quad (2.19)$$

Waarin I_u en I_l de oppervlaktetraagheidsmomenten van de boven- respectievelijk onderbalk.

Voor een balk met een hoogte h en een breedte b is $I = bh^3/12$.

2.2 Geometrie van het vrijbuioproces

De vraag is nu hoe gegeven een relatieve verplaatsing (verg. 2.19) het hoekverschil ($\Delta\alpha$) in de gebogen plaat tussen de posities $x=0$ en $x=1$ kan worden berekend.

Een mogelijkheid daartoe biedt het in de inleiding genoemde vrijbuioprogramma [1].

Zoals in het nu volgende zal blijken kan echter op basis van een relatief eenvoudige geometriebeschouwing een goede schatting worden verkregen van $\Delta\alpha$.

Wordt m.b.t. het teken het betreffende hoekverschil gedefinieerd als

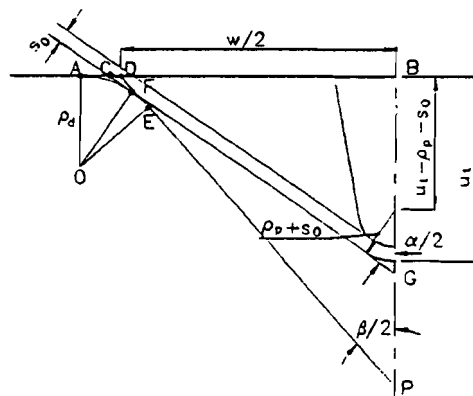
$$\Delta\alpha = \alpha(x=0) - \alpha(x=1) \quad (2.20)$$

Dan geldt bij benadering

$$\Delta\alpha = -\frac{\partial\alpha}{\partial u_t} \cdot \Delta u_t \quad (2.21)$$

Hierin is u_t de stempelverplaatsing. Het minteken is ingevoerd omdat $\partial\alpha/\partial u_t < 0$, terwijl vanwege de gekozen definities $\Delta u_t > 0$ en $\Delta\alpha > 0$ zijn. Wordt aangenomen dat de plaat over de gehele hoek $\alpha/2$ aanligt tegen het stempel en dat het deel tussen het stempel en de matrijsafrondding recht is (zie fig 2.2), dan kunnen de nu volgende relaties worden afgeleid:

$$\begin{aligned} AD &= DE = \rho_d \cdot \tan\left(\frac{\pi - \beta}{4}\right) \\ AC &= CF = \rho_d \cdot \tan\left(\frac{\pi - \alpha}{4}\right) \\ CD &= AD - AC \\ BC &= CD + \frac{w}{2} \\ BG &= u_t - \rho_p - s_o + \frac{(\rho_p + s_o)}{\sin\frac{\alpha}{2}} \\ \tan\frac{\alpha}{2} &= \frac{BC}{BG} \end{aligned} \quad (2.22)$$



Figuur 2.2

Combinatie van deze vergelijkingen levert op

$$\frac{w}{2} + \rho_d \left(\tan \frac{\pi - \beta}{4} - \tan \frac{\pi - \alpha}{4} \right) - \left(u_t - \rho_p - s_o + \frac{\rho_p + s_o}{\sin \frac{\alpha}{2}} \right) \cdot \tan \frac{\alpha}{2} = 0 \quad (2.23)$$

Ofwel

$$u_t = \left[\frac{w}{2} + \rho_d \left(\tan \frac{\pi - \beta}{4} - \tan \frac{\pi - \alpha}{4} \right) \right] \cdot \cot \frac{\alpha}{2} + (\rho_p + s_o) \left(1 - \frac{1}{\sin \frac{\alpha}{2}} \right) \quad (2.24)$$

Hiermee kan gevonden worden

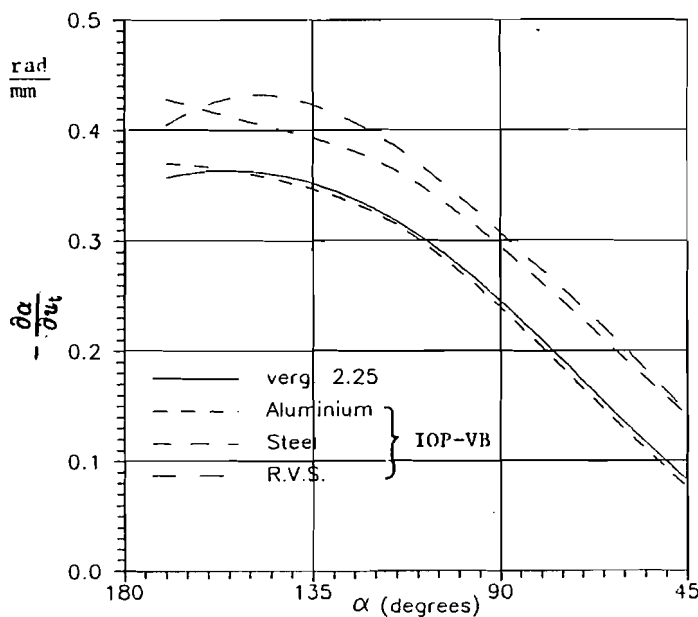
$$\frac{\partial \alpha}{\partial u_t} = \frac{1}{\frac{\partial u_t}{\partial \alpha}} = 2 \sin^2 \frac{\alpha}{2} \left[\rho_d \left(\frac{\sin \alpha}{4 \cos^2 \frac{\pi - \alpha}{4}} - \tan \frac{\pi - \beta}{4} + \tan \frac{\pi - \alpha}{4} \right) + \rho_p \cdot \cos \frac{\alpha}{2} + s_o \left(\cos \frac{\alpha}{2} - \frac{w}{2 s_o} \right) \right]^{-1} \quad (2.25)$$

Hierin is de eenheid $\partial \alpha / \partial u_t$:radialen per lengte-eenheid. Nu kan m.b.v. het vrijbuigprogramma eveneens $\partial \alpha / \partial u_t$ worden berekend door $\Delta \alpha$ te berekenen t.g.v. een kleine verandering in de stempelverplaatsing (Δu_t) en vervolgens

$$\frac{\partial \alpha}{\partial u_t} = \left(\frac{\Delta \alpha}{\Delta u_t} \right)_{IOP-VB} \quad (2.26)$$

toe te passen.

In fig. 2.3 zijn zodoende voor een drietal materialen en voor $w/s_o = 10$ de resultaten van verg. (2.25) en van het vrijbuigprogramma uitgezet tegen de buighoek α .



Figuur 2.3

Uit deze figuur blijkt dat bij toenemende n (St. en R.V.S.) de afwijking tussen het geometrische model (verg. 2.25) en het vrijbuigprogramma toeneemt.

Teneinde toch gebruik te kunnen maken van geometrische relatie zal, middels een vermenigvuldigingsfactor k , genoemde afwijking bij benadering worden gecorrigeerd. De gecorrigeerde $\partial\alpha/\partial u_t$ is dan

$$\frac{\partial\alpha}{\partial u_t} = k \cdot \left(\frac{\partial\alpha}{\partial u_t} \right)_{(2.25)} \quad (2.27)$$

Hierbij kan m.b.v. fig. 2.3 als gemiddelde waarde voor k worden geschat ($135^\circ > \alpha > 90^\circ$):

Aluminium	$k = 1$
Staal	$k = 1,15$
R.V.S.	$k = 1,22$

2.3 Het hoekverschil in de gebogen plaat

M.b.v. (2.19), (2.21) en (2.27) kan na enig omrekenen voor $\Delta\alpha$ worden geschreven

$$\Delta\alpha = f_1 \cdot f_2 \cdot f_3 \quad (\text{graden}) \quad (2.28)$$

waarin:

$$f_1 = \frac{-7,5}{\pi} \cdot k \cdot \frac{\partial\alpha}{\partial u_t} \cdot \frac{q}{E} \quad (2.29)$$

$$f_2 = \left(\frac{l}{L} \right)^3 \cdot \left(12 - 7 \cdot \frac{l}{L} \right) \quad (2.30)$$

$$f_3 = L^4 \left(\frac{1}{I_u} + \frac{1}{I_l} \right) = 12 L^4 \left(\frac{1}{b_u \cdot h_u^3} + \frac{1}{b_l \cdot h_l^3} \right) \quad (2.31)$$

Waarin: b_u en b_l de breedte en h_u en h_l de hoogte van boven- en onderbalk. In 2.29 wordt $\partial\alpha/\partial u_t$ bepaald m.b.v. verg. 2.25

Verder heeft, omdat in verg. 2.21 $\Delta\alpha$ uitgedrukt is in radialen, een omrekening plaatsgevonden van radialen naar graden.

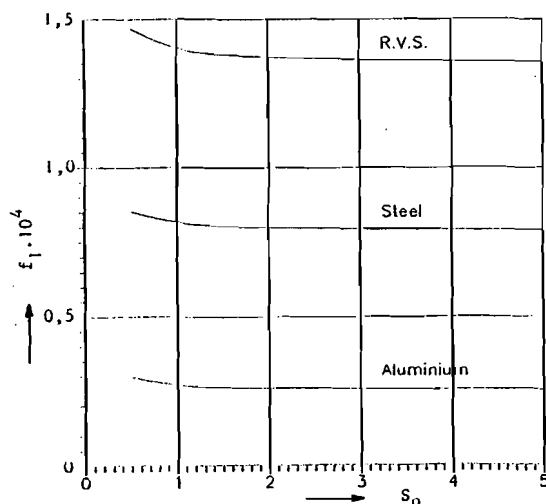
In (2.28) geeft f_1 de invloed weer van het vrijbuigproces, f_2 de invloed van de buiglengthe en f_3 die van de "machineslapheid". Hoe groter f_3 , hoe kleiner de stijfheid van de machine. Het is duidelijk dat f_2 en f_3 gemakkelijk te bepalen zijn. M.b.t. de waarde van f_1 het volgende.

Bij een gegeven waarde van w/s_0 is blijkbaar bij benadering $\partial\alpha/\partial u_t \approx 1/s_0$ en $q \approx s_0$ (Appendix A). Dit betekent dat f_1 weinig gevoelig is voor verandering in de plaatdikte s_0 (zie fig. 2.4). Zodoende zal in het volgende de invloed van s_0 op f_1 worden verwaarloosd.

De enige relevante parameters die nu nog een rol spelen in f_1 zijn:

$$f_1 = f_1(\alpha, \frac{w}{s_0}, \text{materiaal})$$

Dit verband is, met gebruikmaking van het vrijbuigprogramma voor de berekening van q , grafisch weer te geven door voor ieder van de in dit rapport gekozen materialen $f_1 = f_1(\alpha)$ grafieken te tekenen met w/s_0 als parameter (zie volgend hoofdstuk)



Figuur 2.4

III Resultaten

Zoals in het vorige hoofdstuk aangegeven kan het maximale hoekverschil in een gebogen plaat t.g.v. het uitveren van onder- en bovenbalk eenvoudig berekend worden met

$$\Delta\alpha = f_1 \cdot f_2 \cdot f_3 \quad (\text{graden}) \quad (3.1)$$

Hierin zijn afhankelijk van de materiaalsoort de waarden f_1 te bepalen m.b.v. de figuren 3.1a, b en c en de waarden van f_2 m.b.v. fig. 3.2. Verder is met verg. (2.31) f_3 eenvoudig te berekenen als de geometrie van de onder- en bovenbalk van de kantbank gegeven is.

In tabel II zijn voor een aantal machines van SAFAN en voor een machine van Beyeler de waarden van f_3 vermeld (voor de relevante afmetingen van de diverse machines zie appendix B); hieruit blijkt dat de "slapheid" van de diverse machines nogal kunnen verschillen ($f_{3\max}/f_{3\min} = 13,7$). Verder is te zien dat voor een bank van een bepaald tonnage de slapheid van de bank toeneemt bij groter wordende maximale buig lengte ($2L$); bij het ontwerp van de bank heeft men blijkbaar het oppervlaktetraagheidsmoment van de onder- en bovenbalk niet navenant laten toenemen met de buig lengte.

Om een idee te krijgen van de grootte van $\Delta\alpha$ zijn eveneens in tabel II voor de diverse machines en plaatmaterialen de waarden ervan weergegeven. Daarbij zijn voor w/s_0 de waarden gekozen die voor de betreffende materialen in de praktijk in het algemeen worden toegepast; tevens is $l/L = 1$ gekozen, ofwel $f_2 = 5$.

De kolommen onder $f_{1,\max}$ (d.i. de maximale waarde van f_1 bij de betreffende w/s_0) geven m.b.t. α de maximaal mogelijke waarden van $\Delta\alpha$ weer, terwijl de kolommen onder $f_{1,90}$ (d.i. de waarde van f_1 bij $\alpha=90^\circ$) de waarden van $\Delta\alpha$ bij $\alpha = 90^\circ$. Zoals te verwachten zijn de $\Delta\alpha$ waarden i.g.v. staal en roestvrijstaal het grootst.

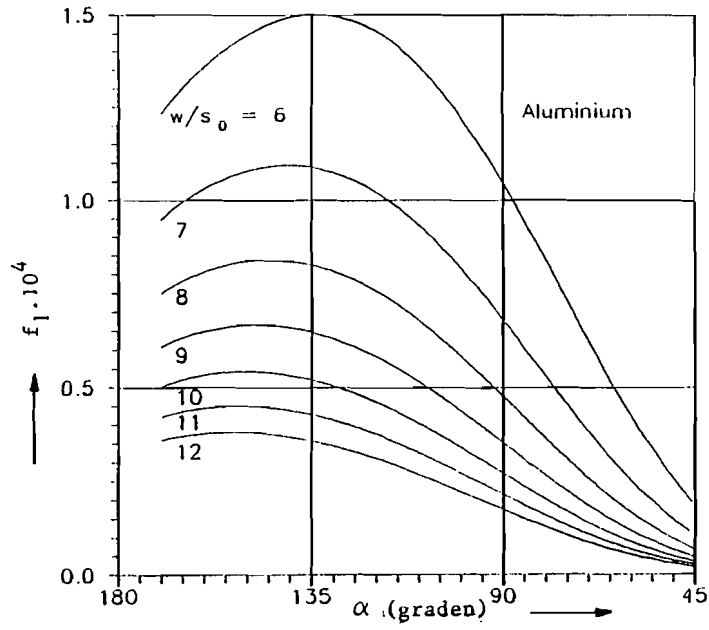
Een indicatie m.b.t. de grootte van een eventueel toe te passen bolering (m.n. Δu_t) kan worden verkregen m.b.v. fig 2.3.

Als bijvoorbeeld i.g.v. roestvrijstaal voor $\alpha=90^\circ$ met verg. (3.1) een $\Delta\alpha$ wordt berekend van 3° dan is met fig 2.3 te vinden dat

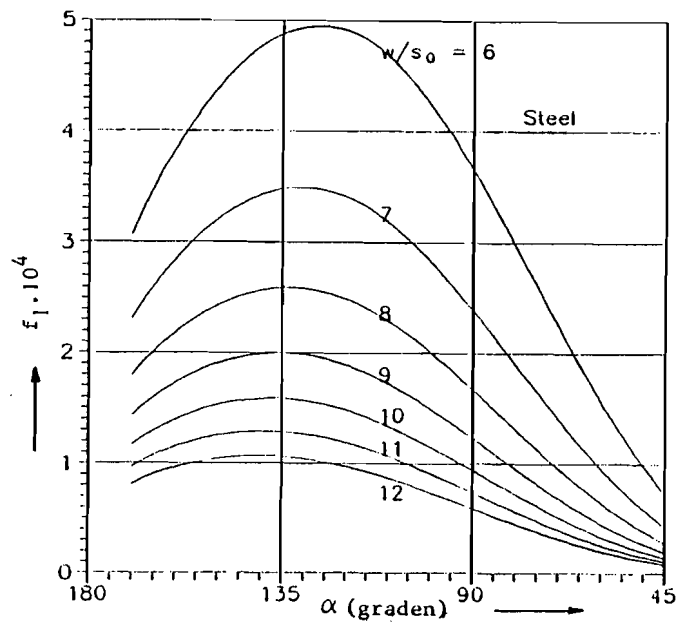
$$\frac{\partial\alpha}{\partial u_t} (\alpha=90^\circ, R.V.S.) = 17,2 \frac{\text{graden}}{\text{mm}} \quad (3.2)$$

Voor Δu_t geldt dan

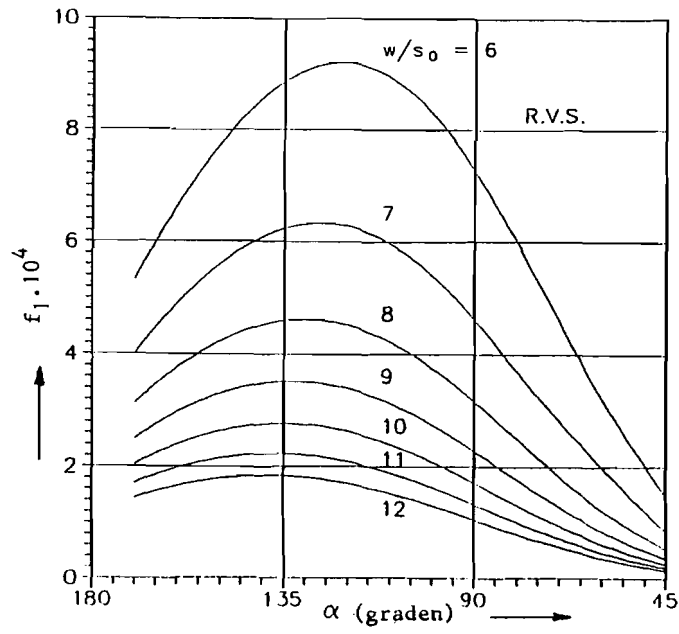
$$\Delta u_t = \frac{\Delta\alpha}{\partial\alpha/\partial u_t} = \frac{3}{17,2} = 0,17 \text{ mm} \quad (3.3)$$



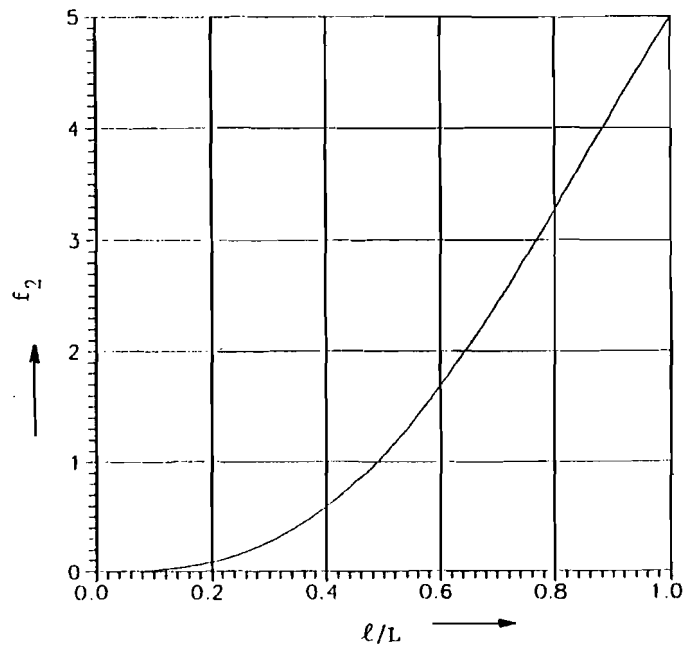
Figuur 3.1a



Figuur 3.1b



Figuur 3.1c



Figuur 3.2

SAFAN								
tonf.	2L mm	f3. 1e-4	$\Delta\alpha$ (graden, l/L=1)					
			Almm. (w/s=10)		Staal (w/s=8)		R.V.S. (w/s=10)	
			f1,max= 0.55e-4	f1,90= 0.27e-4	f1,max= 2.6e-4	f1,90= 1.7e-4	f1,max= 2.78e-4	f1,90= 1.83e-4
50	1550	0.031	0.08	0.04	0.40	0.26	0.43	0.28
50	2050	0.093	0.25	0.12	1.20	0.79	1.29	0.85
50	2550	0.176	0.48	0.23	2.28	1.49	2.44	1.61
80	2050	0.052	0.14	0.07	0.67	0.44	0.72	0.47
80	2550	0.125	0.34	0.16	1.62	1.06	1.73	1.14
80	3200	0.169	0.46	0.22	2.19	1.43	2.34	1.54
110	2550	0.082	0.22	0.11	1.06	0.69	1.14	0.75
110	3600	0.161	0.44	0.21	2.09	1.36	2.23	1.47
110	4100	0.204	0.56	0.27	2.65	1.73	2.83	1.86
110	5100	0.328	0.90	0.44	4.26	2.78	4.55	3.00
150	2550	0.054	0.14	0.07	0.70	0.45	0.75	0.49
150	3600	0.115	0.31	0.15	1.49	0.97	1.59	1.05
150	4100	0.152	0.41	0.20	1.97	1.29	2.11	1.39
150	5100	0.242	0.66	0.32	3.14	2.05	3.26	2.21
150	6300	0.370	1.01	0.49	4.81	3.14	5.14	3.38
225	2550	0.036	0.09	0.04	0.46	0.30	0.50	0.32
225	3600	0.076	0.20	0.10	0.98	0.64	1.05	0.69
225	4100	0.100	0.27	0.13	1.3	0.85	1.39	0.91
225	5100	0.157	0.43	0.21	2.04	1.33	2.18	1.43
225	6300	0.244	0.67	0.32	3.17	2.07	3.39	2.23
300	2550	0.027	0.07	0.03	0.35	0.23	0.37	0.24
300	3600	0.056	0.15	0.07	0.72	0.47	0.77	0.51
300	4100	0.074	0.20	0.10	0.96	0.62	1.02	0.67
300	5100	0.118	0.32	0.15	1.53	1.00	1.64	1.08
300	6300	0.183	0.50	0.24	2.37	1.55	2.54	1.67
300	7800	0.283	0.77	0.38	3.67	2.40	3.93	2.58
450	3600	0.043	0.11	0.05	0.55	0.36	0.59	0.39
450	4100	0.057	0.15	0.07	0.74	0.48	0.79	0.52
450	5100	0.089	0.24	0.12	1.15	0.75	1.23	0.81
450	6300	0.138	0.38	0.18	1.79	1.17	1.91	1.26
Beyeler Euro Brake II								
100	2650	0.125	0.34	0.16	1.62	1.06	1.73	1.14

Tabel II

IV Conclusies

- Uit de fig. 3.1a, b en c blijkt dat de invloed van de relatieve matrijs-wijdte w/s_0 groot is. Een toename hiervan met factor 2 (van 6 naar 12) geeft een factor 5 verkleining van $\Delta\alpha$.
- Bij gegeven w/s_0 verhouding is de invloed van de plaatdikte klein (zie fig. 2.4)
- De invloed van de buig lengte (2l, fig 2.1) is groot. Een halvering hiervan (van $l/L = 1$ naar 0,5) levert een factor 5 kleinere $\Delta\alpha$ op (zie fig. 3.2)
- Uit tabel II blijkt dat de stijfheid van de SAFAN kantbanken van een bepaald tonnage nogal afneemt bij toenemende lengte van de bank (2L).
- De toelaatbare $\Delta\alpha$ in de praktijk ligt, afhankelijk van het soort produkt, in de orde van $0,5^\circ$ tot 2° .
Op basis hiervan kunnen de waarden van $\Delta\alpha$ in tabel II een indicatie geven of een bepaalde machine wel of geen bombering behoeft.

Tot slot kan worden opgemerkt dat met verg. 3.1 en de bijbehorende grafieken op eenvoudige wijze een schatting kan worden verkregen van de in een gebogen produkt optredende $\Delta\alpha$. Hoe goed deze schatting is, zal d.m.v. experimenten moeten worden bepaald.

Literatuur

- [1] Hoogenboom S.M., Melis A.C., Perduijn A.B., Technologieprogramma Vrijbuigen, Analyse Vrijbuigen.
Rapport TUE-WPA 0694, mei 1989.
- [2] Metadex (CD-ROM), Bibliotheek TUE.

APPENDIX AA.1 Betreffende $\partial\alpha/\partial u_t$

Voor $\rho_p = 0,4 \text{ mm}$
 $\rho_d = 1 \text{ mm}$
 $\beta = 30^\circ$
 $\alpha = 90^\circ$

Is met verg (2.25)

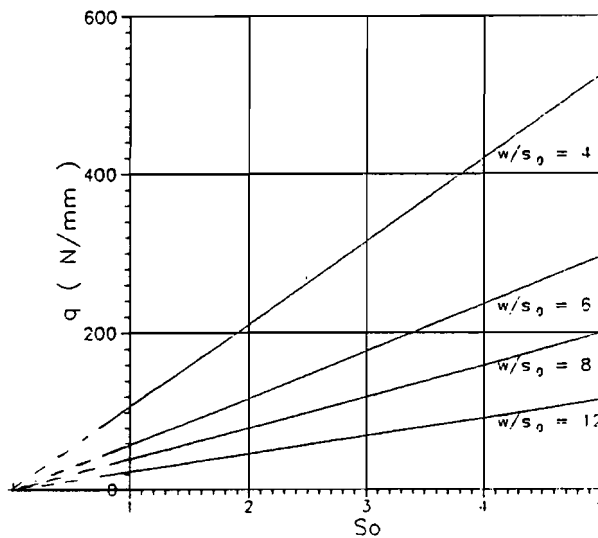
$$\frac{\partial\alpha}{\partial u_t} = \frac{1}{0,22 + s_0 \left(0,71 - \frac{w}{2s_0}\right)} \quad (\text{A.1})$$

Dit betekent dat voor in de praktijk voorkomende waarden van w/s_0 (n.l. ≈ 8) $\partial\alpha/\partial u_t$ bij benadering evenredig is met $1/s_0$.

A.2 Betreffende q

Met behulp van het vrijbuigprogramma is de onderstaande grafiek gerealiseerd.

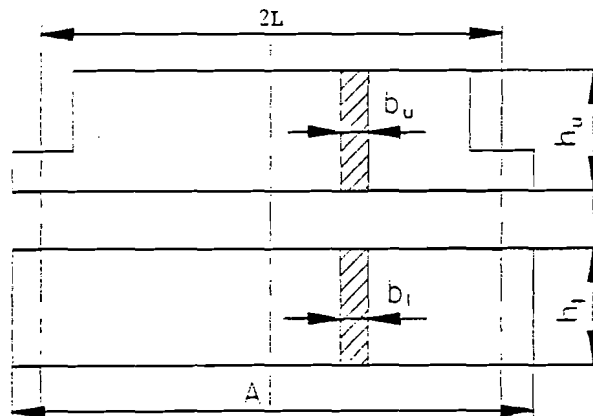
Het is duidelijk dat q bij goede benadering lineair is met s_0 .



Figuur A.1

Appendix B

Relevante afmetingen van de onder- en bovenbalk



SAFAN							
F_{max} (tonf)	A (mm)	2L (mm)	h_u (mm)	b_u (mm)	h_l (mm)	b_l (mm)	$\epsilon_3 \cdot 10^{-4}$ (-)
50	2050	1550	820	50	900	40	0.031
50	2550	2050	820	50	900	40	0.093
50	3100	2550	870	50	1000	40	0.176
80	2550	2050	1000	60	900	60	0.052
80	3100	2550	1000	60	900	60	0.125
80	3800	3200	1120	60	1200	60	0.169
110	3100	2550	1100	70	900	90	0.082
110	4300	3600	1270	70	1240	90	0.161
110	5100	4100	1400	70	1360	90	0.204
110	6200	5100	1600	70	1550	90	0.328
150	3100	2550	1100	80	1180	80	0.054
150	4300	3600	1360	80	1440	80	0.115
150	5100	4100	1480	80	1560	80	0.152
150	6200	5100	1700	80	1780	80	0.242
150	7500	6300	1960	80	2040	80	0.370
225	3200	2550	1200	90	1300	90	0.036
225	4300	3600	1500	90	1600	90	0.076
225	5100	4100	1630	90	1730	90	0.100
225	6200	5100	1880	90	1980	90	0.157
225	7500	6300	2160	90	2260	90	0.244
300	3200	2550	1280	100	1380	100	0.027
300	4300	3600	1600	100	1700	100	0.056
300	5100	4100	1740	100	1840	100	0.074
300	6200	5100	2000	100	2100	100	0.118
300	7500	6300	2300	100	2400	100	0.183
300	9000	7800	2650	100	2750	100	0.283
450	4300	3600	1650	120	1750	120	0.043
450	5100	4100	1790	120	1890	120	0.057
450	6200	5100	2070	120	2170	120	0.089
450	7500	6300	2380	120	2480	120	0.138
450	9000	7800	2730	120	2830	120	0.218
Beyeler Euro Brake II							
100		2550	1200	60	985	60	0.125