

MASTER

Tractie-simulatie met behulp van de PCC-car demonstratieopstelling

van den Berg, W.

Award date:
1965

[Link to publication](#)

Disclaimer

This document contains a student thesis (bachelor's or master's), as authored by a student at Eindhoven University of Technology. Student theses are made available in the TU/e repository upon obtaining the required degree. The grade received is not published on the document as presented in the repository. The required complexity or quality of research of student theses may vary by program, and the required minimum study period may vary in duration.

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

Take down policy

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



Rapport van het afstudeerwerk verricht bij de groep Electromechanica
van de afdeling Electrotechniek der Technische Hogeschool Eindhoven

TRACTIE - SIMULATIE
MET BEHULP VAN DE PCC-CAR
DEMONSTRATIEOPSTELLING.

EM65-3

W. van den Berg.

Hoogleraar: Prof. dr. ir. J. G. Niesten,

Wetenschappelijk medewerker: ir. E. M. H. Kamerbeek.

september 1965.



INHOUDSOPGAVE.

INLEIDING.

blz. 5

HOOFDSTUK I. De bewegingsvergelijking van het rail-
verkeer en de toepassing van deze
vergelijking bij de demonstratie-
opstelling van de PCC-car.

blz. 8

1. De trekkrachtvergelijking. 8
2. Loopweerstand. 9
3. Hellingsweerstand. 11
4. Versnellingsweerstand 11
5. De PCC-car demonstratieopstelling 13
6. Berekening van het vereiste traagheids-
moment van het vliegwiel. 16
7. Het gedrag van de demonstratieopstelling. 18
8. De stroom vereist door de remdynamo. 22
9. Geraadpleegde literatuur. 27

HOOFDSTUK II. De realisering van een vliegwiel voor
het simuleren van het wagengewicht
voor de PCC-car demonstratie-
opstelling.

blz. 28

1. Dimensionering. 29
2. De spanningen in het materiaal tengevolge
van de traagheidskrachten. 29
3. De spanningen in het materiaal tengevolge
van de opklemming op de motoras. 32
4. De veiligheidsfactor. 34
5. De invloed van de niet-constante dikte
van het vliegwiel. 37



6. Dynamische stabiliteit.	blz. 44
7. Belasting van het motorlager.	48
8. Aanhaalmoment waarmee de moer die de opklemming van het vliegwiel op de motoras verzorgt, moet worden aangetrokken.	48
9. Mechanische uitvoering.	48
10. De montage.	49
11. Proefdraaien.	50
12. Beveiliging van de opstelling tegen overtoeren.	53
13. Geraadpleegde literatuur.	54

HOOFDSTUK III. Het regelsysteem voor het verkrijgen van de gewenste waarde van de stroom door de remdynamo. blz. 56

1. Inleiding.	56
2. De Ward-Leonard schakeling.	57
3. De regelaar.	60
4. Het gedrag van het regelsysteem.	66
5. Regelnaauwkeurigheid en stabiliteit.	73
6. Stabilisatienetwerk.	77
7. De keuze van de plaats van de stabilisatierugkoppeling.	82
8. Geraadpleegde literatuur.	86

HOOFDSTUK IV. De sturing van het regelsysteem. blz. 87

1. Inleiding.	87
2. De versterker.	88
3. De fasegevoeligeschakeling.	91



4. De rijrichtings-detector.	blz. 92
5. Het vormen van een kanteelspanning, in amplitude evenredig met het kwadraat van de snelheid.	94
6. De verwerking van de informatie uit de rijrichtingsdetector.	95
<u>SLOTBESCHOUWING.</u>	blz. 103
Bijlage I : Grafische bepaling van de spanning in het vliegwiel; idem bijlage II en III.	blz. 106
II :	107
III:	108
IV : De gewenste waarde van de stroom als functie van de snelheid.	109
V : De waarde van de kwadratische term van de loopweerstand als functie van de snelheid.	110
VI : Gegeven stroom - toeren en stroom - koppelkromme van de tractiemotor.	111
VII: Snelheids-tijd diagram van de demon- stratieopstelling.	112
VIII: Trekkraft - toeren diagram van de demonstratieopstelling.	113
IX : Schema's en onderdelenlijst van de electronische hulpapparatuur.	blz. 114 - 124



INLEIDING.

Het personenvervoer in dichtbevolkte gebieden wordt de laatste jaren voor het grootste deel verzorgd door auto's en autobussen. We kunnen waarnemen dat voor het openbaar vervoer steeds meer autobusdiensten worden ingeschakeld terwijl bestaande tramlijnen worden opgeheven. De oorzaak van deze ontwikkeling ligt in het verschil in exploitatiekosten van tram en autobus. De tram vereist een ingewikkelde installatie (rails, bovenleiding, wissels, enz.) en kan daarom niet concurreren met de autobus. Bovendien vormt de tram een obstakel in het verkeer wegens zijn grote afmetingen en zijn gebondenheid aan de rails.

De verkeerssituatie ontwikkelt zich echter zodanig dat nu reeds kan worden voorspeld dat binnen een aantal jaren het personenvervoer in de grote wooncentra niet meer kan worden verzorgd door auto's en autobussen. De ruimte in de straten zal te weinig zijn; vooral het grote aantal auto's eist veel ruimte op. Om dan toch in de verkeersbehoefte te voorzien zal men openbare middelen van vervoer moeten gaan gebruiken die een eigen weg of baan ter beschikking hebben. Dit vervoer zal verzorgd moeten worden door trams of soortgelijke voertuigen die hetzij ondergronds, hetzij op een viaduct of op andere wijze gescheiden van het overige verkeer zich kunnen verplaatsen. De tram die nu aan belangstelling verliest, door de komst van de auto, zal weer tot ontwikkeling komen doordat de verkeerssituatie op de weg steeds ongunstiger wordt tengevolge van de overvloed van auto's.

Men gaat ertoe over trams te ontwerpen speciaal voor vervoer over halte-afstanden van ongeveer 1000 meter. Om snel vervoer te verzorgen moet een hoge gemiddelde snelheid worden toegepast. Er moet dus met een grote versnelling worden aangezet en met een grote vertraging worden afgeremd. Hiervoor zijn grote motorvermogens nodig. Tegelijk wil men het energieverbruik zo laag mogelijk houden. Men zoekt daarom naar



regelsystemen voor de trekkracht waarbij niet, zoals bij het klassieke systeem, een groot deel van de gebruikte energie wordt omgezet in nutteloze warmte. Men zou zelfs zo ver willen gaan dat de energie die de tram bij het afremmen levert, wordt teruggevoerd in het net.

Een verliesarme regeling voor de stroom door de tractiemotoren bij een gegeven voedingsspanning, kan worden gerealiseerd met behulp van gestuurde dioden (thyristoren). Deze realisatie verkeert wat betreft de grotere vermogens nog in een experimenteel stadium. Men is echter wel zover gevorderd dat er behoefte bestaat aan een opstelling waarmee men de koppels die de tractiemotoren moeten leveren bij het voortbewegen van de tram, kan nabootsen. Zodoende kan het gehele systeem worden beproefd, zonder dat men daarvoor met de wagen zelf behoefte te gaan rijden.

In de hal voor electromechanica van de T.H. Eindhoven is een demonstratieopstelling van een tram aanwezig. De afstudeeropdracht, waarover in het volgende wordt gerapporteerd, omvat het aanbrengen van de vereiste belastingen van de tractiemotoren zodanig dat de stromen en aanlooptijden dezelfde of nagenoeg dezelfde waarden hebben als in werkelijkheid. De demonstratieopstelling moet dus electromechanisch gezien een schaalverhouding van 1 : 1 krijgen. De massa van de wagen is daartoe met behulp van vliegwielen gesimuleerd. De loopweerstand en een eventuele helling kunnen worden nagebootst met behulp van een met de wielassen gekoppelde gelijkstroommachine. Op deze wijze kan men de aanwezige demonstratieopstelling beproeven onder omstandigheden die, wat betreft de benodigde vermogens, overeenkomen met de werkelijkheid. Bovendien is nu de mogelijkheid geschapen om in de praktijk te onderzoeken hoe de tractiemotoren reageren op de sturing door middel van thyristoren.

De bovengenoemde demonstratieopstelling bestaat uit een wielstel met bijbehorende elektrische instal-



latie van een zogenaamde PCC-car. De PCC-car is een type tram dat in de dertiger jaren in Amerika is ontwikkeld om in comfort en snelheid te kunnen wedijveren met de auto. De tram is ontworpen door een commissie, benoemd op een conferentie van directeuren van tramwegmaatschappijen. (1927: Electric Railways Presidents Conference). Sindsdien wordt dit type tram PCC-car genoemd (Presidents Conference Committee). In ons land is de PCC-car o.a. in gebruik bij de Haagse Tramweg Maatschappij.



Hoofdstuk I

DE BEWEGINGSVERGELIJKING VAN HET RAILVERKEER EN DE TOEPASSING VAN DEZE VERGELIJKING BIJ DE DEMONSTRATIE-OPSTELLING VAN DE PCC-CAR.

1. De trekkrachtvergelijking.

Indien men zich een trein voorstelt dan bestaat deze gewoonlijk uit een locomotief die een aantal wagens voortbeweegt. De locomotief levert een kracht die de trein in beweging brengt en in beweging houdt. De trein verzet zich tegen de beweging en levert een kracht die evengroot doch tegengesteld is aan de trekkracht. De trekkracht T maakt evenwicht met de weerstand W welke de trein biedt.

In deze "weerstand" kan men componenten van verschillende aard onderscheiden. Er is 1e een kracht nodig om de trein in beweging te houden. Deze kracht is een wrijvingskracht en de arbeid die verricht wordt door deze kracht is verloren omdat de energie wordt omgezet in warmte. Ten 2e kan het nodig zijn de trein tegen een helling op te trekken. De arbeid die hier verricht wordt is niet verloren want de trein wint aan potentiële energie. Ten 3e is er een kracht nodig om de massa van de trein te versnellen. Het is onmogelijk aan deze versnellingskracht te ontsnappen want men wil een bepaalde snelheid bereiken op het traject en de trein moet daarbij worden "opgeladen" tot de bepaalde hoeveelheid arbeidsvermogen van beweging.

In principe is deze arbeid niet verloren doch het is vaak nodig alle energie te dissiperen omdat men geen andere methode heeft de trein bij een bepaald station tot stilstand te brengen.

In vergelijking uitgedrukt is het krachtenevenwicht:

$$T = W_l + W_h + W_a$$

waarin

- T = trekkracht geleverd door de locomotief,
- W_l = loopweerstand van de trein,
- W_h = de component van de zwaartekracht langs de baan,
- W_a = de kracht nodig voor versnelling =
massa x versnelling.



Van de 3 genoemde componenten is alleen de loopweerstand de kracht die een echte weerstand genoemd mag worden omdat het de enige kracht is die optreedt met dissipatie. De andere krachten zijn z.g. conservatieve krachten. Ze zijn ontstaan doordat verschillende vormen van energie in elkaar worden omgezet.

De grootte van de krachten drukt men meestal uit in kg per ton treingewicht. De krachten heten dan specifieke loopweerstand, specifieke hellingsweerstand enz. De genoemde krachten worden in de volgende paragrafen nader besproken.

2. Loopweerstand

Voor de aanwezigheid van loopweerstand zijn twee oorzaken aan te wijzen. Door de indrukking van de wielen en rails en de indrukking van het ballastbed van de rails is er een kracht nodig om het belaste wiel over de rail te laten afrollen. Deze kracht is onafhankelijk van de snelheid en bedraagt volgens de metingen van verschillende onderzoekers 1,5 tot 3 kg/ton. De warmte-ontwikkeling van deze wrijving treedt op in het ballastbed en in het aanrakingsoppervlak tussen wiel en rail. Er kan een extra wrijvingskracht optreden als de trein een bocht in het traject moet volgen. Immers, linker- en rechterwiel zijn star met elkaar verbonden; ze moeten dus een gelijk aantal omwentelingen maken. De afgelegde weg voor het wiel dat de buitenbocht volgt, is echter groter dan de afgelegde weg voor het wiel dat de binnenbocht volgt, zodat er enige slip moet optreden. Voor de grootte van deze extra wrijving zijn in de literatuur empirische formules te vinden. *)

De luchtweerstand van de trein speelt ook een rol bij de wrijving. Deze is o.a. afhankelijk van de snelheid. Oorzaken van de weerstand zijn de stuwdruk aan de voorzijde van de trein, de weerstand ten gevolge van de taaiheid van de lucht die langs de zijkant van de trein stroomt en de energie die wordt opgenomen door wervels die aan de achterzijde van de trein ontstaan. De krachten zijn evenredig met het kwadraat van de snelheid en de evenredigheidsconstante hangt af van de vorm van de trein.

*) Electricische Fahrzeug antriebe blz. 12



In de literatuur vind men meestal formules voor de loopweerstand van een trein die zowel de krachten tengevolge van het afrollen van de wielen bevatten, als de krachten tengevolge van de luchtweerstand. De formule bestaat uit een term die onafhankelijk is van de snelheid (die men afkomstig denkt van de rolweerstand) en een term evenredig met het kwadraat van de snelheid, (welke men afkomstig denkt van de luchtweerstand).

De term evenredig met het kwadraat van de snelheid wordt vaak ook in kg/ton aangegeven, hoewel men niet kan aannemen dat de luchtweerstand van het treingewicht en dus ook van de belading afhangt. Men corrigeert dit door bijvoorbeeld voor een lege goederentrein een andere coëfficiënt aan te geven dan voor een beladen goederentrein. De verhouding der coëfficiënten kan een factor 8 bedragen. Bij een snelheid van 100 km/uur kan de loopweerstand een waarde van 5 kg/ton bereiken voor zware goederentreinen en persontreinen; tot ongeveer 12 kg/ton voor een lege goederentrein. In figuur 1 is een overzicht gegeven van de loopweerstand van verschillende voertuigen.

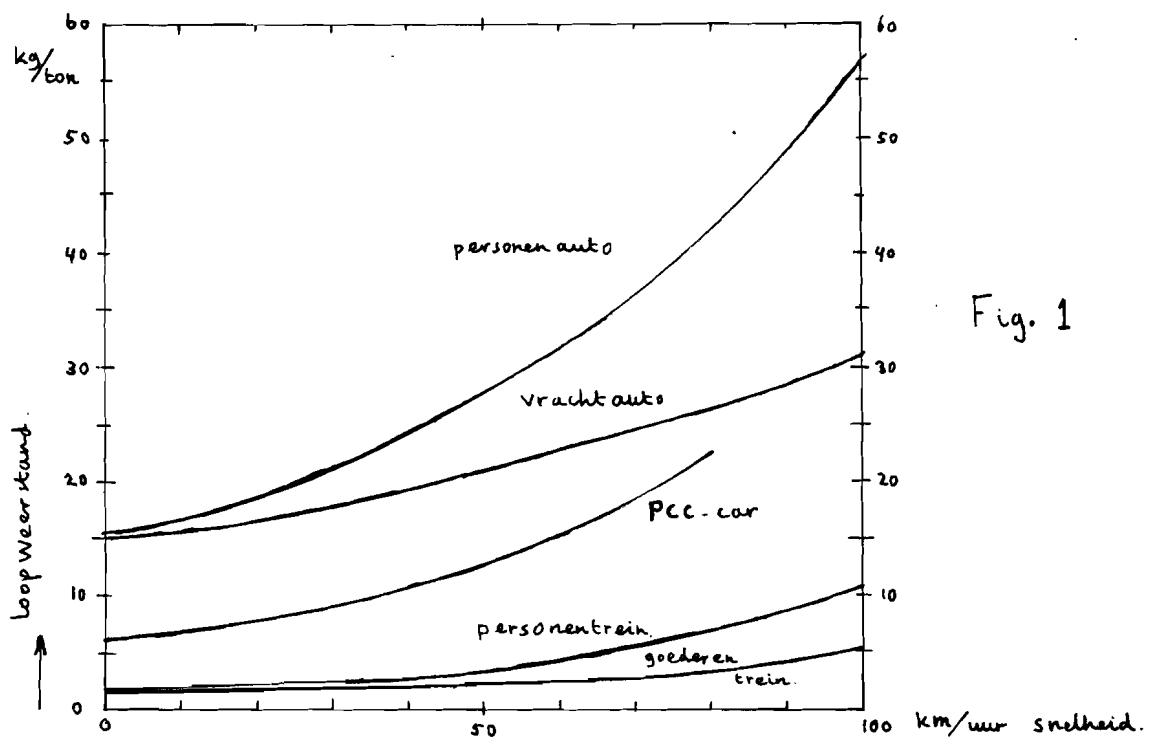


Fig. 1

De loopweerstand van voertuigen op de weg is 7 à 10 keer groter dan de loopweerstand van treinen.

(gegevens ontleend aan Hütte VB ; VII: Leichtbau- und Energiefragen, blz.441)



3. Hellingsweerstand.

De helling van een traject is gedefinieerd als het aantal meters hoogteverschil per meter afgelegde weg. Volgens deze definitie is de helling dus $\sin\alpha$ waarbij α de hoek is die de helling met de horizontaal maakt. Voor de component van de zwaartekracht die op de trein werkt, in de richting van de baan geldt:

$$W_h = G \sin\alpha = G \cdot s \quad \text{of} \quad W_h = s \text{ kg/ton,}$$

met $s = \text{helling in } \text{‰} \text{ mille (}^\circ/\text{‰}).$

De steilste hellingen die men in het traect toestaat komen voor in het bergland en bedragen 15 tot 40 ‰.

Voor trams staat men 50 ‰ toe en in uierste gevallen zelfs 70 ‰. Als het hellingspercentage het bedrag 70 ‰ te boven gaat, dan zal men tandrad-tractie gaan toepassen.

Als men stelt dat de helling niet meer bedragt dan 50 ‰ dan zal men geen grotere kracht van de helling onderinden dan 50 kg/ton.

4. Versnellingsweerstand.

Om een massa van 1000 kg met 1 m/sec² te versnllen is een kracht nodig van 1000 Newton. In kg/ton omgerekend bedaaft de kracht nodig voor een versnelling:

$$W_a = \frac{1000}{9,81} \cdot a = 102 a \text{ kg/ton}$$

als a de versnelling in m/sec² is.

De trein bevat echter ook nog draaiende delen (wielen, assen en motoren) die behalve in lineaire beweging ook in roterete beweging versneld moeten worden. Hiervoor is een extra kracht nodig; voor goederenwagons is deze extra kracht ongeveer 3% an de kracht benodigd voor alleen lineaire versnelling.

Voor trams is dit bedrag ongeveer 10%, voorsneltreinlocomotieven 15% en voor goederentreinlocomotieven zelfs 25%. Deze wijnbare massa wordt veroorzaakt door het massatraagheidsmoment van de motoren van de aandrijvende machines.



Omdat deze machines aan de wielassen gekoppeld zijn via een vertraging van bijvoorbeeld z keer, wordt het massatraagheidsmoment van de rotor met het kwadraat van de vertraging (z^2 keer) merkbaar aan de wielas.

Wat de grootte van de versnelling betreft stelt men voor verschillende soorten diensten andere eisen. Voor een goederentrein is een aanzetversnelling van $0,05 - 0,1 \text{ m/sec}^2$ voldoende. Voor een persontrein eist men $0,2 - 0,6 \text{ m/sec}^2$ en voor vervoer in de stad met kleine halte-afstanden eist men een aanzetversnelling van $1 - 2 \text{ m/sec}^2$. Men moet bij de keuze van de aandrijfmotoren rekening houden met de vereiste versnellingen. Wenst men een aanzetversnelling van 2 m/sec^2 , dan is hiervoor een kracht nodig die overeenkomt met een helling van 200 ‰ !

De gehele trekkrachtvergelijking kan men zien in een elektrisch analogon als een tweepool. De trekkracht T is de spanning aan de klemmen, de snelheid v is de stroom door de tweepool.

De componenten van de tweepool kan men denken als een spanningsval Ri voor de loopweerstand, een spanningsbron E voor de helling en een zelfinductie L voor de massa van de trein (zie fig. 2)

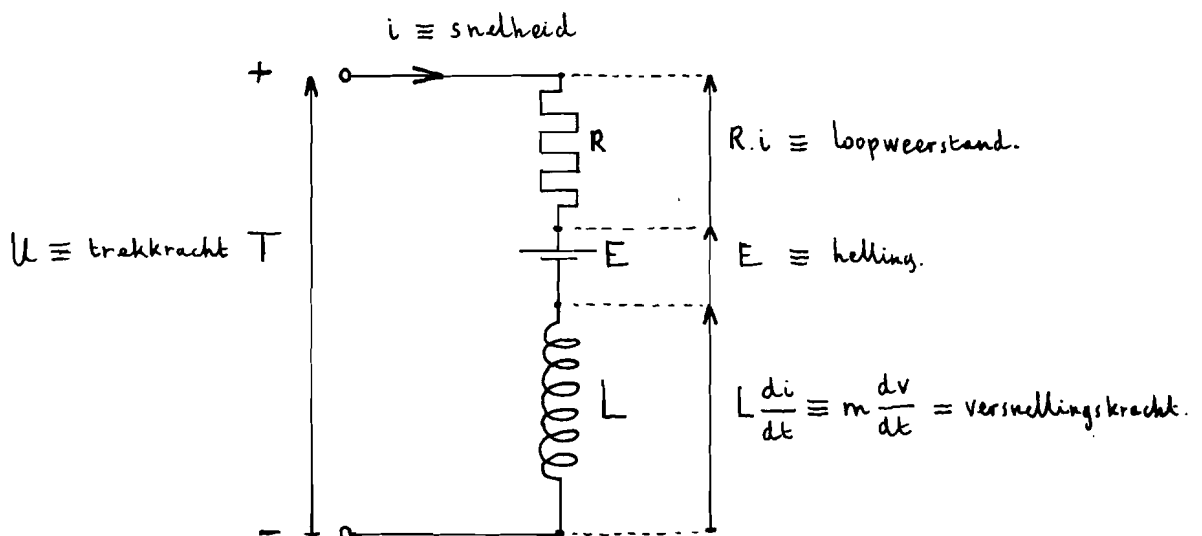


fig. 2



5. De PCC-car demonstratieopstelling

De demonstratieopstelling beoogt een model te zijn voor de PCC-car - De PCC-car is een tram ontwikkeld voor railverkeer in de stad met korte halte-afstanden. Om een hoge gemiddelde snelheid te behalen moet men een hoge aanzetversnelling toepassen waarvoor krachtige motoren nodig zijn. Deze zijn geplaatst in de wagens die ook accommodatie bieden voor de passagiers. Alle wielen worden aangedreven omdat men voor het bereiken van een hoge aanzetversnelling gebruik moet maken van alle beschikbare adhesiekracht tussen rails en wielen. Aan het comfort van de tram is zeer veel aandacht besteed en daarom is in ruime mate gebruik gemaakt van rubber als verend element, waardoor de loopweerstand groter is dan bij een normale tram. Uit metingen is gebleken dat de loopweerstand van een PCC-car voldoet aan de formule:

$$W_r = 6,3 + 0,0363 v + 0,00185 v^2 \text{ kg/ton}$$

v = snelheid in km/uur

snelheid	0	10	20	30	40	50	60	70	80	km/uur
weerstand	6,3	6,8	7,9	9,0	10,7	12,7	15,1	17,9	21,0	kg/t

(uit : Electricische Fahrzeugantriebe, blz. 11)

Omdat men voor het bereiken van de hoge aanzetversnelling tot het uiterste van de adhesiegrens moet gaan, is een nauwkeurige regeling van de trekkracht aan de wielen noodzakelijk. Een wiel dat gaat doorslippen ondervindt een veel kleinere adhesie dan een rollend wiel *) en men moet dus voorkomen dat door een korte ruk het wiel begint door te slippen en dan ook bij kleinere trekkracht blijft doorslaan. Bovendien is het optreden van rukken, d.w.z. het veranderen van de versnelling, onaangenaam voor de passagiers. Het is alleen met een automatische regeling van de trekkracht mogelijk het aanzetten en afremmen comfortabel en tegelijk snel te laten gebeuren.

*) zie Electricische Fahrzeugantriebe. blz. 13.



De maximale aanzetversnelling wordt beperkt door de maximaal bereikbare adhesiekracht.

Als alle wielen aangedreven worden, dus het gehele gewicht van de wagen gebruikt wordt voor de opwekking van adhesie, geldt

$$W_m = \mu \cdot G$$

W_m = maximale wrijving in N,

μ = wrijvingscoëfficiënt,

G = zwaartekracht = massa \cdot 9,81 in N.

De versnelling tengevolge van deze kracht is:

$$a = \frac{W_m}{\text{massa}} = \mu \cdot 9,81 \text{ m/sec}^2.$$

De wrijvingscoëfficiënt kan variëren van 0,06 voor gladde, natte rails tot 0,30 voor droge, met zand bestrooide rails. De maximale aanzetversnelling kan dus 3 m/sec² zijn.

De demonstratie-opstelling omvat één onderstel (bogie genaamd), met 2 wielassen, ieder aangedreven door een tractiemotor. De automatische regelapparatuur voor de trekkracht is - compleet met bestuurderszitplaats en bedieningsorganen - aanwezig. Een verlicht schema van het elektrisch circuit informeert de bezoeker/bestuurder over de verschillende schakelhandelingen die tijdens de (gesimuleerde) rit automatisch verricht worden. De demonstratie-opstelling verschilt slechts hierin dat er twee motoren parallel geschakeld zijn terwijl bij de PCC-car 2 takken van ieder twee motoren in serie worden toegepast. De voedingsspanning is bij de opstelling daarom verlaagd van 600 V bij de PCC-car tot 300 V.

Het regelsysteem van de PCC-wagen is gebaseerd op het principe, dat er weerstand moet worden bij- of afgeschakeld naarmate de stroom door de motoren groter of kleiner is dan een referentiewaarde, welke wordt ingesteld door de stand van een pedaal. De maximale waarde van de voorschakelweerstand is hier van 3,3 ohm verlaagd tot 1,7 ohm, om bij de lagere voedingsspanning dezelfde stromen door de motoren te verkrijgen als in werkelijkheid. Daartoe heeft men de trappen van de weerstand twee aan twee doorverbonden, waardoor de fijnheid van regeling enigszins is verminderd; doch het demonstratiemodel heeft daardoor niet in het minst aan "echtheid" verloren.



De beide tractiemotoren leveren nu de trekkracht T voor de tramwagen. Als voorbeeld van een PCC-wagen is het ultra-lichte rijtuig genomen, dat in gebruik is bij de Rotterdamse Elektrische Tram. Het gewicht van deze wagen is 12,5 ton, bij een capaciteit van 25 zitplaatsen en 68 staanplaatsen. Voor de belading wordt genomen: 38 passagiers à 80 kg, zodat het totale gewicht $12,5 + 3 = 15,5$ ton wordt. De wielen van het onderstel zijn met riemen en riemschijven gekoppeld aan een remdynamo, die voor deze demonstratie-opstelling het rechterlid d.w.z. loopweerstand, hellingsweerstand en versnellingsweerstand van de trekkrachtvergelijking moet leveren. De remdynamo moet dus op een of andere wijze zodanig gestuurd worden dat de vereiste weerstandskrachten op de wielen van het onderstel worden uitgeoefend. Deze opzet biedt voordelen, want het is dan mogelijk de loopweerstand of hellingsweerstand op eenvoudige wijze te veranderen, terwijl het zelfs mogelijk zou zijn de versnellingsweerstand te veranderen hetgeen in werkelijkheid het aankoppelen van een wagen betekent. Ook zou het zelfs mogelijk zijn het optreden van slip op gladde rails te simuleren.

Het bleek echter dat de bestaande riemoverbrenging niet geschikt was voor de optredende krachten: 15500 kgmassa, versnelt met 2 m/sec^2 geeft een kracht van $31.000 \text{ N} = 3.100 \text{ kgkracht}$, dus een kracht van 1550 kg per onderstel. Bij een kracht van 450 kg ging de riem slippen, terwijl uit aantekeningen van de ontwerper bleek dat de riem gedimensioneerd was op 160 kg. De riem was dus een factor 2,8 overbelastbaar, doch de werkelijk optredende krachten gingen daar nog een factor 3,4 bovenuit.

De riemoverbrenging te vervangen door een overbrenging met tandwielen of cardanassen zou een oplossing zijn. Dit zou echter een ingrijpende wijziging van de opstelling betekenen. Daarom werd er naar een andere oplossing gezocht. De grootste component van het rechterlid van de trekkrachtvergelijking is de versnellingskracht. Deze kracht wordt veroorzaakt door het opnemen van arbeidsvermogen van beweging door de versnelde tram. Het moet dus mogelijk zijn eenzelfde hoeveelheid arbeidsvermogen van beweging als een rechtlijnig voortbewegende tram bevat, in een vliegwiel te verzamelen. Om bij een zo klein mogelijke massa zoveel mogelijk energie te verzamelen moet het vliegwiel



liefst op een sneldraaiende as gemonteerd zijn. De as van de tractiemotor draait het snelst van alle assen en het vliegwiel zal dus ook daarop gemonteerd dienen te worden indien tenminste aan alle overige voorwaarden van realiseerbaarheid voldaan wordt. Het bleek nu mogelijk door middel van een vliegwiel op ieder van de beide assen van de motoren het gewicht van de tramwagen te simuleren. Het nadeel van deze oplossing is dat het nu niet mogelijk is het variëren van de belading of het aankoppelen van een extra wagen te simuleren.

6. Berekening van het vereiste traagheidsmoment van het vliegwiel.

Bij de berekening van het benodigde traagheidsmoment van de vliegwielen wordt uitgegaan van de equivalentie van de energie-inhoud van een massa in rechte lijnige beweging en de energie-inhoud van een massa in roterende beweging.

Of:

$$\frac{1}{2}mv^2 = \frac{1}{2}J\omega^2$$

waarbij: m = massa in kg
 v = snelheid in m/sec.
 J = massatraagheidsmoment in kgm^2
 ω = hoeksnelheid in radialen per sec.

De massa m is hier de massa van de tramwagen vermeerderd met de equivalente massa van de draaiende delen.

massa	$m = 15.500 \text{ kg}$
roterende delen	$10\% \cdot m = 1.550 \text{ kg}$
totaal	<u>17.050 kg</u>

In de demonstratieopstelling is slechts één onderstel aanwezig zodat slechts de helft van deze massa dient te worden gesimuleerd:
 $m = 8525 \text{ kg}$.

Het verband tussen de lineaire snelheid v en de hoeksnelheid ω van de motoras wordt gegeven door de wioldiameter (635 mm) en de vertraging van de overbrenging tussen wielas en motoras (7,17 keer).

Of:

$$v = \frac{\omega}{7,17} \cdot \frac{1}{2} \cdot 0,635 = 0,0444 \cdot \omega \cdot \text{m/sec.}$$



Er volgt nu:

$$mv^2 = J\omega^2$$

$$8525 \cdot (0,0444\omega)^2 = J \cdot \omega^2 \quad \Rightarrow \quad J = 16,7 \text{ kgm}^2.$$

Er is echter al een hoeveelheid massatraagheidsmoment aanwezig in de opstelling in de vorm van roterende massa van de rotoren van de tractiemotoren, de rotor van de remdynamo en de roterende massa van de wielassen. Deze hoeveelheid is reeds door middel van een uitloopproof bepaald door de heer W.D.E. Brandsma. Het massatraagheidsmoment bedraagt 40 kgm^2 betrokken op de as van de remdynamo. Omgerekend op de as van de tractiemotor bedraagt dit traagheidsmoment (de overbrenging van remdynamoas op wielas is 1 : 0,5) :

$$40 \cdot \left(\frac{1}{0,5 \cdot 7,17} \right)^2 = 3,1 \text{ kgm}^2.$$

Er blijft dus nog een bedrag van $16,7 - 3,1 = 13,6 \text{ kgm}^2$ toe te voegen voordat het wagengewicht is gesimuleerd. Per motoras moet dus een traagheidsmoment van $6,8 \text{ kgm}^2$ worden aangebracht.

Inplaats van de remtrommels kunnen nu vliegwielen op de motoras worden gemonteerd. Er is dan massatraagheidsmoment verloren gegaan doch dit bedrag kan worden gecompenseerd. De afmetingen van de remtrommels waren: 280 mm diameter, 35 mm dik en 65 mm breed, zodat het gewicht ongeveer zal zijn $280 \cdot 65 \cdot 35 \cdot 7,8 \cdot 10^{-5} = 15,5 \text{ kg}$. Denken we deze massa aan de omtrek geconcentreerd dan bedraagt het massatraagheidsmoment $mr^2 = 15,5 \cdot (0,14)^2 = 0,3 \text{ kgm}^2$. Het te monteren vliegwiel zal dus een massatraagheidsmoment moeten hebben van $6,8 + 0,3 = 7,1 \text{ kgm}^2$. De functie van de remtrommel wordt dan overgenomen door de buitenzijde van het vliegwiel.

Voor het simuleren van de massa van de tram is dus een vliegwiel nodig van $7,1 \text{ kgm}^2$. Daarbij is uitgegaan van een gemiddelde belasting van de tram. Het feit doet zich echter voor dat het vliegwiel gemakkelijker te realiseren is naarmate het geëiste traagheidsmoment kleiner is. De benodigde ruimte en het gewicht worden minder en vooral het laatste speelt een belangrijke rol omdat het vliegwiel slechts aan één zijde door een lager wordt ondersteund. Het vliegwiel dat nog juist realiseerbaar werd geacht heeft een massatraagheidsmoment van $6,7 \text{ kgm}^2$ inplaats van $7,1 \text{ kgm}^2$.



Totaal is dus aanwezig $2 \cdot 6,7 + 3,1 - 2 \cdot 0,3 = 15,9 \text{ kgm}^2$.
Dit bedrag is ongeveer 5% minder dan de vereiste $16,7 \text{ kgm}^2$ die hierboven berekend is om de massa van de tram te simuleren. Dit verschil beïnvloedt het gedrag van de demonstratieopstelling echter niet merkbaar; het kan bovendien worden geïnterpreteerd als een belading die minder is dan de aangenomen gemiddelde belading. Een zorgvuldige beschouwing van de constructie van het vliegwiel wordt in hoofdstuk 2 gegeven.

7. Het gedrag van de demonstratieopstelling.

De trekkrachtvergelijking voor de PCC-car heeft nu de volgende vorm:

$$T = (6,3 + 0,0363 v + 0,00185 v^2) + \\ + (112 \cdot a) \\ + s \quad \text{kg/ton.}$$

Hierin is : v = snelheid in km/uur
 a = versnelling in m/sec^2 .
 s = helling in promille.

De eerste term is de loopweerstand bekend uit de literatuur; de tweede term is de kracht nodig voor de versnelling, waarbij voor de draaiende delen 10 % van het wagengewicht is genomen; en de derde term is de component van de zwaartekracht die in zeer extreme gevallen 50 kg/ton kan bedragen.

Uit de koppel-toerenkromme van de gebruikte machines, de vertraging tussen motoras en wielas, de diameter van de wielen, het gewicht van de wagen en de hierboven gegeven trekkrachtvergelijking kan bepaald worden de aanzetversnelling, de maximum snelheid en de benodigde tijd om de maximum snelheid te bereiken. De aanzetversnelling wordt bepaald door de maximale stroom door de motoren en de massa van de wagen. De maximum snelheid wordt bepaald door de loopweerstand van de wagen en de koppel-toerenkromme van de gebruikte tractiemotor. Voor de berekening wordt gebruikgemaakt van de volgende gegevens:



massa van de wagen: 15,5 ton
wieldiameter: 635 mm
overbrenging motoras wielas: 1 : 7,17
stroom bij aanzet: 230 A
massatraagheidsmoment
betrokken op één motoras: $8,0 \text{ kgm}^2$.

De koppeltoerenkromme van de tractiemotor VR33, afgeleid van de gegevens van ACEC. (zie bijlage VI):

toerental per min.	koppel kgm	toerental per min.	koppel kgm	toerental per min.	koppel kgm
1700	37,0	2000	22,4	3000	7,8
1750	34,0	2100	19,5	3200	6,7
1800	31,1	2200	17,0	3400	5,8
1850	28,3	2400	13,6	3600	5,0
1900	26,0	2600	11,0	3800	4,4
1940	24,5	2800	9,2	4000	3,8

De formule voor de loopweerstand wordt nu op één motor gereduceerd. Per motor is er een massa van $15,5 \frac{1}{4}$ ton voort te bewegen, waaruit volgt de loopweerstand per motor:

$$W_1 = (6,3 + 0,0363 v + 0,00185 v^2) \cdot \frac{15,5}{4} \text{ kg.}$$

Het verband tussen de snelheid v en het toerental n van de motoras per minuut wordt bepaald met de gelijkheid:

$$\begin{aligned} 1 \text{ km/uur} &= \frac{1000}{60} \text{ m/min.} = \frac{1000}{60} \cdot \frac{1}{\text{wielomtrek}} \text{ omw./min.} = \\ &= \frac{1000}{60} \cdot \frac{1}{\pi \cdot 0,635} \cdot \text{omw./min. van de motoras.} \end{aligned}$$

Voor de motoras betekent dit:

$$1 \text{ km/uur} = \frac{1000}{60} \cdot \frac{1}{\pi \cdot 0,635} \cdot 7,17 = 59,7 \text{ omw./min.}$$

Het verband tussen de trekkracht aan de wielen en het koppel aan de motoras volgt met:



$$1 \text{ kg trekkraft} = 1 \cdot \frac{1}{2} \cdot 0,635 \text{ kgm aan de wielas} = \\ = 1 \cdot \frac{1}{2} \cdot 0,635 \cdot \frac{1}{7,17} \text{ aan de motoras.}$$

Dus:

1 kg trekkraft aan de wielen geeft
0,0442 kgm koppel aan de motoras.

De loopweerstand gereduceerd op de motoras wordt nu als functie van het toerental n :

$$W_1 = \left\{ 6,3 + 0,0303 \cdot \frac{1}{59,7} \cdot n + 0,00185 \left(\frac{n}{59,7} \right)^2 \right\} \frac{15,5}{4} \cdot 0,0442 \\ = 1,08 + 0,104 \cdot 10^{-3} \cdot n + 0,089 \cdot 10^{-6} \cdot n^2 \text{ kgm.}$$

Voor enkele toerentallen bedraagt deze weerstand:

toerental	0	1000	2000	3000	4000	4400	omw./min.
koppel	1,08	1,27	1,64	2,20	2,92	3,72	kgm.

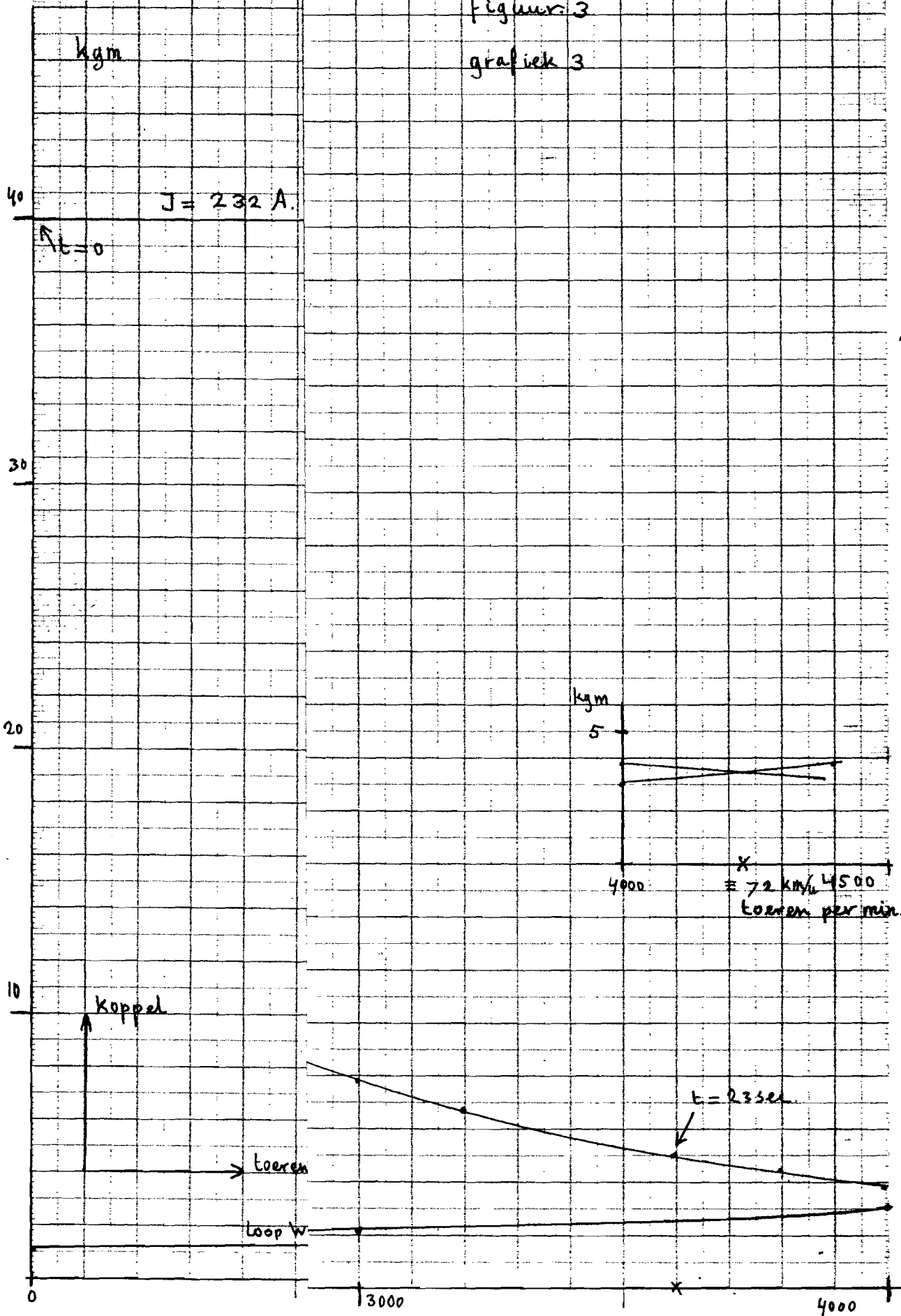
Het blijkt dus dat het punt waarbij er evenwicht is tussen het motorkoppel en de loopweerstand inligt tussen 4000 omw./min. (motorkoppel 3,8 kgm) en 4400 omw./min. (weerstand 3,7 kgm). Als dit toerental 4200 omw./min. wordt genomen dan is de snelheid van de tram $\frac{4200}{59,7} = 70$ km/uur. Deze snelheid komt goed overeen met de maximumsnelheid die de fabrikant van de PCC-wagen geeft namelijk 68 km/uur bij een bovenleidingsspanning van 550 Volt.

Het koppel benodigd voor de loopweerstand blijkt zeer klein te zijn, vergeleken met het koppel dat de tractiemotor bij lage toerentallen levert. Het overschot wordt gebruikt voor de versnelling van de wagen. Uit grafiek 3 is voor verschillende toereengebieden het gemiddelde koppeloverschot bepaald. Hieruit kan met behulp van het traagheidsmoment de tijd worden bepaald die voor het doorlopen van het gebied nodig is. In tabel I is een overzicht gegeven. (massatraagheidsmoment = $8,0 \text{ kgm}^2$ en $1 \text{ kgm} = 9,8 \text{ Newtonmeter}$).

rapport EM65-3 blz 21

figuur 3

grafiek 3





Tabel I

toereengebied omw./min.	gemiddeld koppeloverschot kgm	gemiddelde versnelling m/sec ²	tijdsduur sec.
0 - 1680	40	2,2	3,57
1680 - 1900	32	1,7	0,60
1900 - 2200	20	1,0	1,27
2200 - 2600	12	0,65	2,82
2600 - 3600	6	0,33	14,8
totaal:			23
3600 - 4200	1	0,06	50

De aanzetversnelling gedurende de eerste 3,6 seconden is dus constant $2,2 \text{ m/sec}^2$ en gaat bij een snelheid van 28 km/uur afnemen. Na 22 seconden is de snelheid van 60 km/uur bereikt. Boven deze snelheid is de versnelling zo klein geworden dat er ruw geschat nog 50 seconden nodig zijn om de topsnelheid van 70 km/uur te bereiken.

Uit deze berekening blijkt dat het gedrag van de demonstratieopstelling goed zal overeenkomen met het gedrag van de werkelijke tram, als de aangegeven loopweerstand wordt aangebracht en als dezelfde aanloopstroom wordt toegepast.

8. De stroom vereist door de remdynamo.

De krachten voor de versnelling worden nu geleverd door de vliegwielen. De remdynamo moet nu zorgen voor de loopweerstand en eventueel de hellingsweerstand van de demonstratieopstelling. Daartoe is het veld op een constante waarde gehouden en het koppel dat aan de as optreedt is dan evenredig met de rotorstroom. Er is een regelsysteem opgebouwd om de ankerstroom van de remdynamo op een bepaalde gewenste waarde te houden.

In formule uitgedrukt:

$$T = C \cdot i_r$$

$$T = \text{askoppel (Nm)}$$

$$C = \text{evenredigheidsconstante (Nm/A)}$$

$$i_r = \text{rotorstroom (A.)}$$



Dezelfde constante C is terug te vinden in de uitdrukking voor de EMK van rotatie:

$$E = C \cdot \omega_m^r$$

E = rotatie EMK in Volt

ω_m^r = mechanische hoeksnelheid rad/sec

De bekrachtiging van de machine is nu zo groot gemaakt dat bij een toerental van 1000 per minuut de rotatie EMK 440 Volt bedraagt. De constante C is dan.

$$\frac{440 \cdot 60}{1000 \cdot 2 \pi} = 4,2 \text{ Nm/A}$$

De constante term van de wrijving moet 1,08 kgm = 10,6 Nm betrekken op één motoras bedragen. Voor de remdynamo betekent dit een koppel van:

$$2 \cdot 10,6 \cdot 0,5 \cdot 7,17 = 76 \text{ Nm}$$

Het systeem heeft echter ook een eigen wrijving. Door de heer W.D.E. Brandsma gemeten voldoet deze wrijving aan de formule:

$$W_{\text{eigen}} = 47 + 0,122 \cdot n \text{ Nm, aan de remdynamoas.}$$

Er is dus bij stilstand reeds een koppel van 47 Nm aanwezig. Er heeft dus nog een koppel van $76 - 47 = 29 \text{ Nm}$ elektrisch te worden opgewekt n.l. door een stroom van $29/4,2 = 6,9 \text{ A}$ door het anker van de remdynamo te sturen.

De demonstratie opstelling mag in verband met de mechanische belasting van het vliegwiel (zie hiervoor hoofdstuk 2) niet sneller rijden dan 60 km/uur , hetgeen overeenkomt met 3600 omw/min van de as van de tractiemotor. De kwadratische term van de wrijving wordt nu zo groot gekozen dat dit toerental niet wordt overschreden. Het koppel dat de tractiemotor levert bij 3600 omw./min. is 5 kgm = 49 Nm. Aan de remdynamo is dan het koppel : $2 \cdot 49 \cdot 0,5 \cdot 7,17 = 351 \text{ Nm}$. De eigen wrijving van het systeem bedraagt bij $n = 1000 \text{ omw/min}$ van de remdynamo:

$$W_{\text{eigen}} = 47 + 1000 \cdot 0,122 = 169 \text{ Nm.}$$

Het elektrisch opgewekte koppel moet dan bedragen: $351 - 169 = 182 \text{ Nm}$, waarvoor een stroom van $182/4,2 = 43,3 \text{ A}$ nodig is.



Als de stroom door de remdynamo wordt opgebouwd uit een constante term en een term evenredig met het kwadraat van het toerental, dan volgt:

$$i_r = C_1 + C_2 \cdot n^2 \text{ A.}$$

De constanten C_1 en C_2 kunnen worden bepaald met twee punten:

$$\begin{aligned} \text{als } n = 0 & \quad \text{dan } i_r = 6,9 \text{ A} \Rightarrow C_1 = 6,9 \\ n = 3600 & \quad \text{dan } i_r = 43,3 \text{ A} \Rightarrow C_2 = 2,81 \cdot 10^{-6}. \end{aligned}$$

Dus:

$$i_r = 6,9 + 2,81 \cdot 10^{-6} \cdot n^2 \text{ A}$$

Het koppel dat de remdynamo dan levert:

$$W_{\text{electrisch}} = i_r \cdot 4,2 \text{ Nm}$$

of betrokken op de as van één tractiemotor:

$$\begin{aligned} W_{\text{electrisch}} &= i_r \cdot 4,2 \cdot \frac{1}{0,5 \cdot 7,17 \cdot 9,81} = \\ &= i_r \cdot 0,0597 = \\ &= (6,9 + 2,81 \cdot 10^{-6} \cdot n^2) \cdot 0,0597 = \\ &= 0,412 + 0,1678 \cdot 10^{-6} \cdot n^2 \text{ kgm.} \end{aligned}$$

De transformatie van de formule voor de eigen wrijving op één motoras levert:

$$\begin{aligned} W_{\text{eigen}} &= \frac{1}{2} \cdot \frac{47}{0,5 \cdot 7,17 \cdot 9,81} + \frac{1}{2} \cdot \frac{0,122}{0,5 \cdot 7,17 \cdot 9,81} \cdot \frac{n}{0,5 \cdot 7,17} = \\ &= 0,669 + 0,484 \cdot 10^{-3} \cdot n \text{ kgm.} \end{aligned}$$

De totale wrijvingskracht in de demonstratieopstelling voldoet dus aan de formule:

$$\begin{aligned} W_1 &= W_{\text{eigen}} + W_{\text{electrisch}} = \\ &= 1,081 + 0,484 \cdot 10^{-3} \cdot n + 0,1678 \cdot 10^{-6} \cdot n^2 \text{ kgm.} \end{aligned}$$

Voor de echte PCC-car geldt (zie blz.20) :

$$W_1 = 1,08 + 0,104 \cdot 10^{-3} \cdot n + 0,069 \cdot 10^{-6} \cdot n^2 \text{ kgm.}$$



Voor enkele waarden van n bedraagt deze weerstand: (zie ook fig. 4.)

toerental	0	1000	2000	3000	3600	4000	Omw/min
W_1	1,081	1,73	2,72	4,04	5,00	5,70	kgm
PCC	1,08	1,27	1,64	2,20	2,45	2,92	kgm

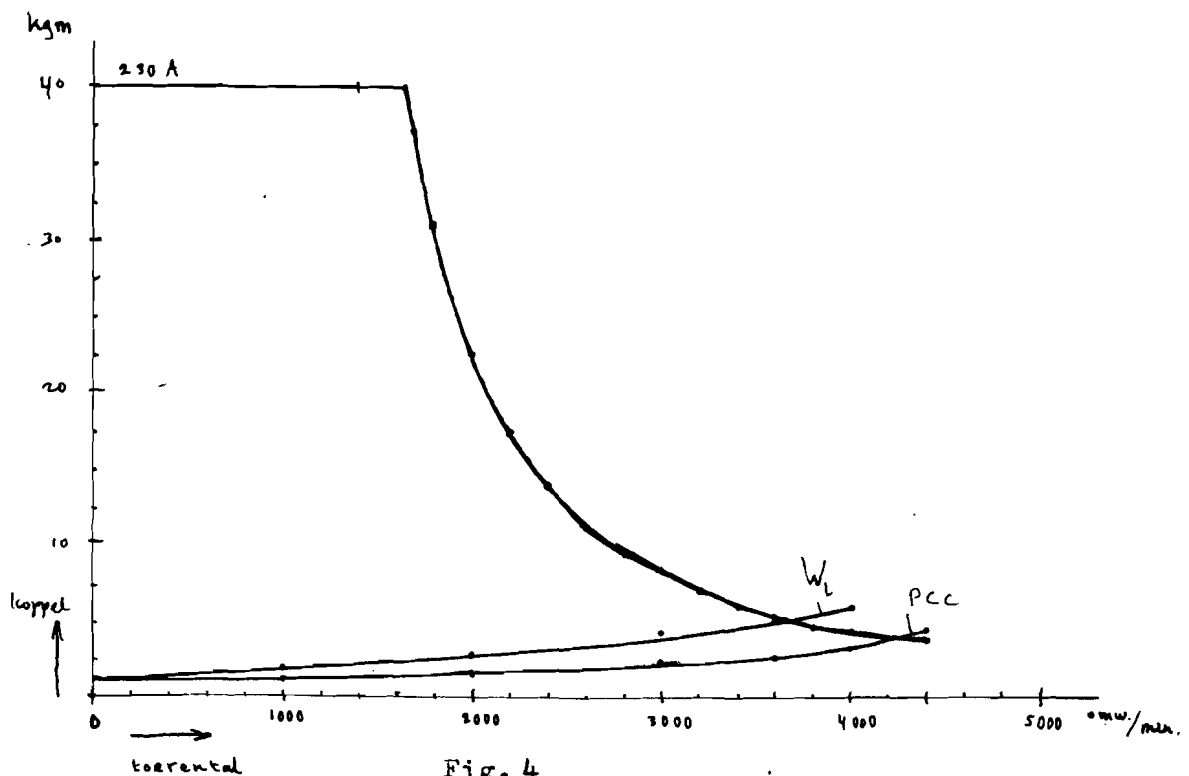


Fig. 4

Aan de opstelling is een controlemeting gedaan van de eigen wrijving. Bij stilstand is een stroom van 12 A nodig om de eigen wrijving te compenseren, gemeten bij een veldstroom van 2,28 A. Deze ankerstroom geeft een koppel van $12 \cdot 4,2 \cdot 2,20 / 2,28 = 49 \text{ Nm}$, hetgeen zeer goed overeenkomt met de formule. ($n = 0$)

$$W_{\text{eigen}} = 47 + 0,122 \cdot n \text{ Nm.}$$

Bij een toerental van 960 per minuut van de remdynamo was er een stroom nodig van 34 A bij $I_s^r = 2,25 \text{ A}$. het koppel is dus $34 \cdot 4,2 \cdot 2,20 / 2,25 = 140 \text{ Nm}$. Uit de formule volgt voor $n = 960$ $W_{\text{eigen}} = 164 \text{ Nm}$. De formule beschrijft dus met goede benadering de eigen wrijving van het systeem.

Wordt nu de demonstratieopstelling normaal



bedreven, dan is een stroom van 90 A nodig om het toerental beneden het uitschakeltoerental van de remdynamo te houden. Deze stroom is groter dan de berekende 43,3 A. Hiervoor zijn twee oorzaken aan te wijzen. Het toerental waarbij wordt uitgeschakeld ligt niet op 3600 per minuut doch bij nadere meting op 3440 . Moet het toerental beneden deze waarde blijven dan moet het remmende koppel groter zijn. Uit de koppel-toerenkromme blijkt dat er bij 3440 omw/min een koppel van 5,6 kgm geleverd wordt. (zie fig. 3) Voor de extra 0,6 kgm is een extra stroom nodig van $0,6 \cdot 2,9,81 \cdot 0,5,7,17/4,2 = 10$ A. Als tweede oorzaak geldt dat de gegevens van de tractiemotoren betrekking hebben op het geleverde askoppel; de eigen wrijving van de motor is dus reeds gecompenseerd door een koppel van electromagnetische oorsprong. Bij de meting van de eigen wrijving van het systeem is echter wel de wrijving van de motoren meegemeten. Het resultaat is dat we een eigen wrijving verwachten, die in feite al gecompenseerd is. In fig. 5 is de situatie te overzien.

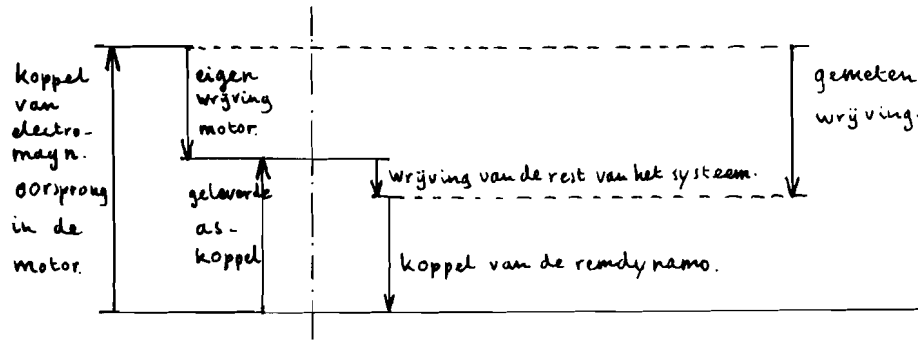


FIG. 5

Als dus de gemeten wrijving wordt geïdentificeerd met de wrijving van de rest van het systeem, is het koppel van de remdynamo te klein gekozen. Beschouwen we het extreme geval dat de wrijving van de rest van het systeem verwaarloosbaar is t.o.v. de wrijving van de motoren, dan zou het gehele koppel van de remdynamo evenwicht moeten maken met het askoppel van de tractiemotoren. B.v. bij 3440 omw./min. $W_{\text{electrisch}} = 2,5,6,9,81 \cdot 0,5,7,17 = 394$ Nm; de benodigde stroom is dan $394/4,2 = 94$ A.

Het hoogste toerental dat de demonstratieopstelling bereikt, wordt bepaald door de grootte van het koppel dat de remdynamo levert. Variaties in dit koppel zijn van invloed op het maximum toerental. Daar het koppel ook evenredig is met de bekrachtigingsstroom moet deze steeds op 2,2 A gehouden worden.

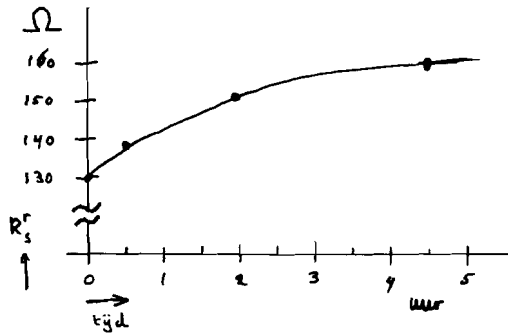


Fig. 6.

Als de wikkeling op een constante spanning wordt aangesloten, neemt de stroom geleidelijk af omdat de weerstand tengevolge van verwarming, stijgt. (zie fig.6) De verandering is ongeveer 22 % wat overeenkomt met een temperatuurstijging van $0,22 / 428 \cdot 10^{-5} = 51^{\circ}\text{C}$. (temperatuurscoëfficiënt koper: $428 \cdot 10^{-5}$ per $^{\circ}\text{C}$.)

$I_S^r = 2,0 \text{ A}$					
t =	0,00	0,40	1,92	4,47	uur
$R_S^r(t) =$	131	139	152	160	Ohm

9. Geraadpleegde literatuur voor hoofdstuk I

- Hütte; Des Ingenieurs Taschenbuch V B , 28^e druk.
(Uitgever von Wilhelm Ernst & Sohn, Berlin 1955) THE bsw GA5406
- Müller; Electriche Fahrzeugantriebe, Grundzüge der theorie und berechnung,
(Uitgever R. Oldenbourg, München 1960) THE bse EG 6004



Hoofdstuk II

DE REALISERING VAN EEN VLEGWIEL VOOR HET SIMULEREN VAN HET WAGENGEWICHT VOOR DE PCC-CAR DEMONSTRATIE-OPSTELLING.

Par. 1. Dimensionering.	blz. 29
2. De spanningen in het materiaal tengevolge van de traagheidskrachten.	29
3. De spanningen in het materiaal tengevolge van de opklemming op de motoras.	32
4. Veiligheidsfactor.	34
5. De invloed van de niet-constante dikte van het vliegwiel.	37
6. Dynamische stabiliteit.	44
7. De belasting van het motorlager.	48
8. Het aanhaalmoment van de moer.	48
9. Mechanische uitvoering.	48
10. De montage.	49
11. Proefdraaien.	50
12. Beveiliging.	53
13. Geraadpleegde literatuur.	54



1. De dimensionering.

Uit berekeningen is gebleken dat voor het simuleren van het gewicht van de tramwagen een vliegwiel met een massatraagheidsmoment van $6,7 \text{ kgm}^2$, gemonteerd op de motoras voldoende is. Men zal vanzelfsprekend trachten het vliegwiel zo licht mogelijk te construeren; daar nu het traagheidsmoment evenredig is met de 4e macht van de diameter en het gewicht evenredig met het kwadraat van de diameter, zal de verhouding traagheidsmoment/gewicht steeds gunstiger worden naarmate de diameter groter kan worden gekozen. De diameter kan echter niet steeds opgevoerd worden omdat met de diameter de spanningen in het materiaal toenemen tengevolge van de centrifugaalkrachten. De materiaalspanning is, naar de plaats gerekend, maximaal in het midden van het vliegwiel en de grootte van de spanning is evenredig met het kwadraat van de omtreksnelheid. Op voorstel van de constructeur van de groep elektromechanica is daarom de omtreksnelheid niet hoger dan 100 m/sec gekozen, waaruit volgt (bij een diameter van 500 mm) een maximum toerental van 3800 omw/min , hetgeen ruim voldoende is voor het normale bedrijf van de opstelling. De dikte van het vliegwiel moet dan 140 mm zijn om het vereiste traagheidsmoment te bereiken. De ruimte in de opstelling is ook voldoende om op beide motorassen een vliegwiel van deze afmetingen te monteren.

2. De spanningen in het materiaal tengevolge van de traagheidskrachten.

Het vliegwiel wordt nu beschouwd als een platte schijf met een gat in het midden. De formules afgeleid voor de spanningen in het materiaal, voor het geval dat de schijf ronddraait met een hoeksnelheid ω en bovendien belast is met de spanningen σ_0 en σ_a aan de binnenkant respectievelijk buitenkant, luiden: (Biezeno/Grammel blz. 5, 6)

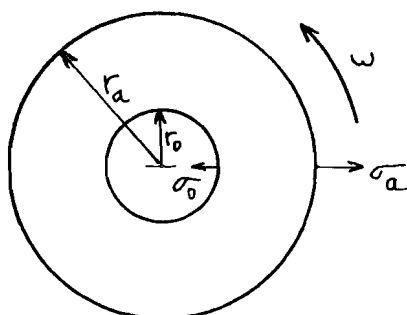


fig. 1

$$\sigma_r = A_1 + \frac{A_2}{r^2} - \alpha \omega^2 r^2 \quad (1)$$

$$\sigma_t = A_1 - \frac{A_2}{r^2} - \beta \omega^2 r^2 \quad (2)$$

σ_r en σ_t zijn de spanningen in radiale resp. tangentiële richting in het materiaal (zie fig. 1).



De constanten A_1 , A_2 , α en β zijn afhankelijk van de aard van het materiaal, de afmetingen van het vliegwiel en de randvoorwaarden σ_0 en σ_a :

$$A_1 = \frac{\sigma_a r_a^2 - \sigma_0 r_0^2}{r_a^2 - r_0^2} + \alpha \omega^2 (r_a^2 + r_0^2)$$

$$A_2 = -(\sigma_a - \sigma_0) \frac{r_a^2 r_0^2}{r_a^2 - r_0^2} - \alpha \omega^2 r_a^2 r_0^2$$

$$\alpha = \frac{3m+1}{8m} \frac{\delta}{g} \quad \beta = \frac{m+3}{8m} \frac{\delta}{g}$$

Voor staal geldt: $\frac{\delta}{g} = p = 7800 \text{ kg/m}^3$ en $m = 3,3$.

p = specifieke massa, m = reciproke van de dwarscontractie-coëfficiënt.

Hieruit volgt: $\alpha = 3220$, $\beta = 1860$ en $\frac{\beta}{\alpha} = 0,578$.

Voor het geval dat de spanningen σ_a en σ_0 gelijk aan nul zijn, reduceren de formules (1) en (2) zich tot:

$$\sigma_r = \alpha \omega^2 \left(r_a^2 + r_0^2 - \frac{r_a^2 r_0^2}{r^2} - r^2 \right) \quad (3)$$

$$\sigma_t = \alpha \omega^2 \left(r_a^2 + r_0^2 + \frac{r_a^2 r_0^2}{r^2} - \frac{\beta}{\alpha} r^2 \right) \quad (4)$$

Aan de binnenzijde ($r = r_0$) zijn de spanningen:

$$\sigma_r = 0$$

$$\sigma_t = \alpha \omega^2 (2 r_a^2 + 0,422 r_0^2)$$

Nu is $r_0^2 \ll r_a^2$ want $r_a \approx 10 r_0$. Dus

$$\sigma_r = 0$$

$$\sigma_t = 2 \alpha \omega^2 r_a^2 = 2 \alpha v^2 \quad \text{met } v \text{ de omtreksnelheid.}$$

Aan de buitenzijde ($r = r_a$) zijn de spanningen:

$$\sigma_r = 0$$

$$\sigma_t = \alpha \omega^2 (2 r_0^2 + 0,422 r_a^2) \approx 0,422 \alpha v^2$$



De spanning σ_t neemt van de binnenzijde naar de buitenzijde steeds af want de afgeleide

$$\frac{d\sigma_t}{dr} = \alpha \omega^2 \left(-\frac{2 r_a^2 r_0^2}{r^3} - 1,156 r \right)$$

is voor alle waarden van r steeds negatief.

Het maximum van σ_t is dus op de rand en wel aan de binnenzijde van het vliegwiel. De waarde van het maximum is:

$$\sigma_{tm} = 6440 \cdot v^2 \text{ N/m}^2.$$

Als $v = 100$ m/sec dan wordt

$$\sigma_{tm} = 63,3 \cdot 10^6 \text{ N/m}^2 = 6,56 \text{ kg/mm}^2.$$

De radiale trekspanning in het vliegwiel is steeds kleiner dan de som van alle positieve bijdragen. Uit (3) volgt dan:

$$\sigma_{rm} \leq \alpha \omega^2 (r_a^2 + r_0^2) \approx \alpha \omega^2 r_a^2$$

Dit is de helft van de waarde van de spanning in tangentiële richting. Het verloop van de spanningen als functie van de afstand tot het middelpunt is in fig. 2 geschetst.

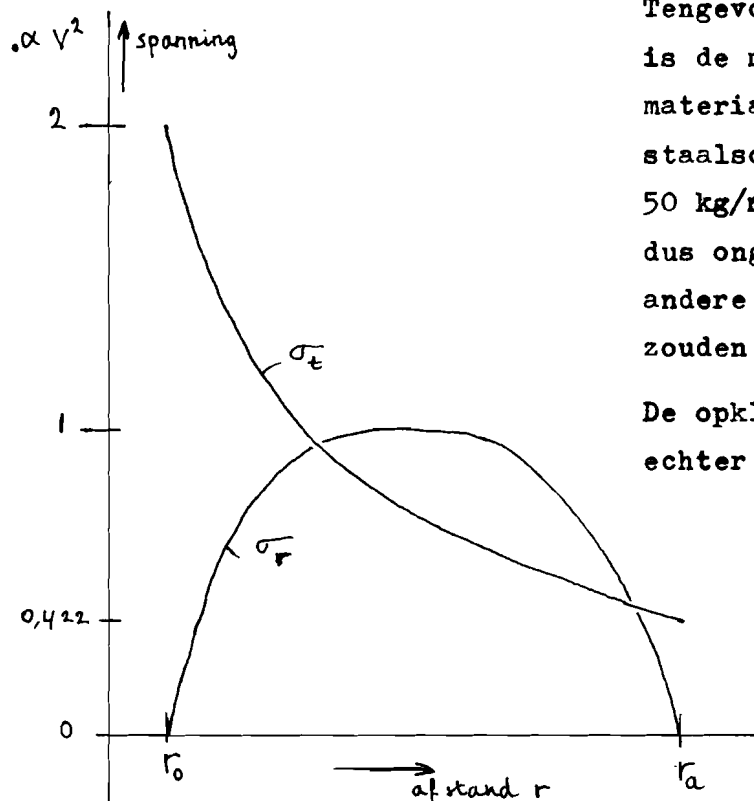


fig. 2

Tengevolge van de traagheidskrachten is de maximale spanning in het materiaal $6,56 \text{ kg/mm}^2$. Een goede staalsoort heeft een treksterkte van 50 kg/mm^2 ; de veiligheidsfactor zou dus ongeveer 7x zijn indien er geen andere spanningen in het materiaal zouden werken.

De opklemming op de as veroorzaakt echter ook nog materiaalspanningen.



3. De Spanningen in het materiaal tengevolge van de opklemming op de motor-as.

De conische opklemming wordt gebruikt om door middel van wrijving het motorkoppel over te brengen. Waarschijnlijk ten overvloede, is door de constructeur van de machine nog een spie op de as aangebracht. Er wordt nu aangenomen dat het motorkoppel van maximaal 410 Nm alleen door de conische opklemming wordt overgebracht op de wielas. De conus heeft een lengte van 50 mm bij een helling van 1 : 20; de gemiddelde diameter is 48,2 mm.

De som van de schuifkrachten langs de omtrek van de conus is nu: (met goede benadering)

$$\frac{410}{48,2/2 \cdot 10^{-3}} = 17.000 \text{ Newton.}$$

De schuifspanning bedraagt dus:

$$\frac{17.000}{50 \cdot 10^{-3} \pi \cdot 48,2 \cdot 10^{-3}} = 2,25 \cdot 10^6 \text{ Newton/m}^2 = 2,3 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \approx 0,23 \frac{\text{kgf}}{\text{mm}^2}$$

Wordt nu aangenomen dat de wrijvingscoëfficiënt van de naaf met de as 0,2 is, dan moet de normaalspanning $\frac{0,23}{0,2} = 1,2 \frac{\text{kgf}}{\text{mm}^2}$ bedragen, wil het mogelijk zijn het optredende motorkoppel over te brengen. Deze normaalspanning kan worden bereikt door het vliegwiel met een bepaalde axiale kracht op de conus te trekken.

Doordat het vliegwiel echter met het toenemen van het toerental iets wordt uitgerekt door de traagheidskrachten, neemt de voorspanning af. De spanning mag echter niet lager worden dan de hierboven berekende $1,2 \frac{\text{kgf}}{\text{mm}^2}$. De voorspanning moet dus groter gekozen worden om te bereiken dat bij maximum toerental nog de benodigde $1,2 \frac{\text{kgf}}{\text{mm}^2}$ overblijft.

De afname van de voorspanning wordt berekend uit de radiale trekspanning die in een massieve schijf optreedt ter plaatse van de koppeling ($r = r_0$).

Uit formule (3) volgt, als $r_0 \rightarrow 0$ (formule (3) mag worden toegepast op enige afstand van het middelpunt van de massieve schijf):

$$\sigma_r = \alpha \omega^2 (r_a^2 - r^2) =$$



$$= \alpha v^2 \left(1 - \frac{r^2}{r_a^2} \right) \quad (5)$$

Als $v = 100$ m/sec, $r = 48,2$ mm en $r_a = 500 \cdot 10^{-3}$ m, dan volgt indien $\alpha = 3220$:

$$\sigma_r = 3220 \cdot v^2 \cdot \left\{ 1 - \left(\frac{48,2}{500} \right)^2 \right\} = 32,2 \cdot 10^6 \text{ N/m}^2 = 3,3 \text{ kgf/mm}^2$$

De voorspanning zal dus tenminste $1,2 + 3,3 = 4,5 \text{ kgf/mm}^2$ moeten bedragen om te bereiken dat bij maximum toerental nog voldoende radiale spanning over is om door middel van wrijving het motorkoppel over te brengen. Tengevolge van deze voorspanning treden er ook spanningen in het materiaal op.

Als $\omega = 0$ en $\sigma_a = 0$ dan reduceren de formules (1) en (2) zich tot

$$\sigma_r = - \frac{\sigma_0 r_0^2}{r_a^2 - r_0^2} + \frac{\sigma_0 r_a^2 r_0^2}{(r_a^2 - r_0^2) r^2} \quad (6)$$

$$\sigma_t = - \frac{\sigma_0 r_0^2}{r_a^2 - r_0^2} - \frac{\sigma_0 r_a^2 r_0^2}{(r_a^2 - r_0^2) r^2} \quad (7)$$

Als nu $r = r_0$, volgt:

$$\sigma_r = \sigma_0$$

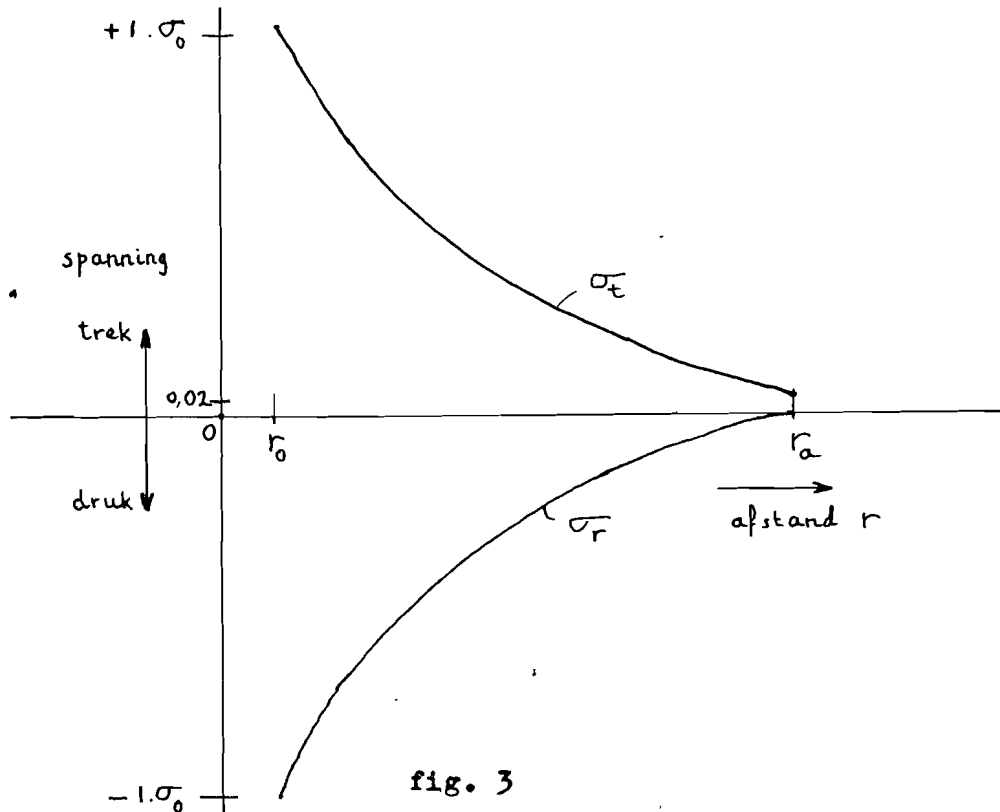
$$\sigma_t = - \sigma_0 \frac{r_a^2 + r_0^2}{r_a^2 - r_0^2} = -1,02 \sigma_0 \quad \text{als } r_a = 10 r_0$$

Als $r = r_a$ (buitendiameter):

$$\sigma_r = 0$$

$$\sigma_t = -2 \sigma_0 \frac{r_0^2}{r_a^2 - r_0^2} = -0,02 \sigma_0 \quad \text{als } r_a = 10 r_0$$

De afgeleide van σ_r naar r is steeds negatief; de afgeleide van σ_t is steeds positief. Het verloop van de spanningen als functie van de plaats is geschetst in fig. 3.



Het maximum van de trekspanningen treedt dus op als een tangentiële trekspanning op de plaats van de opklemming. De trekspanning is nagenoeg gelijk aan de drukspanning in radiale richting, omdat $r_a \gg r_0$.

4. De veiligheidsfactor.

Het blijkt dus dat de spanning in het materiaal het grootst is op de plaats van de opklemming. Bij toenemend toerental zal echter de voorspanning van $4,5 \frac{\text{kgf}}{\text{mm}^2}$ afnemen tot $1,2 \frac{\text{kgf}}{\text{mm}^2}$ bij maximum toerental. De traagheidskrachten zullen bij toenemend toerental een spanning geven die toeneemt tot $6,56 \frac{\text{kgf}}{\text{mm}^2}$ bij maximum toerental. Zowel de afname van de voorspanning als de toename van spanningen tengevolge van de traagheidskrachten is evenredig met het kwadraat van het toerental per minuut.

De resulterende spanning zal dus toenemen met het kwadraat van het toerental vanaf $4,5 \frac{\text{kg}}{\text{mm}^2}$ tot $6,56 + 1,2 = 7,8 \frac{\text{kg}}{\text{mm}^2}$. (Zie fig. 4).

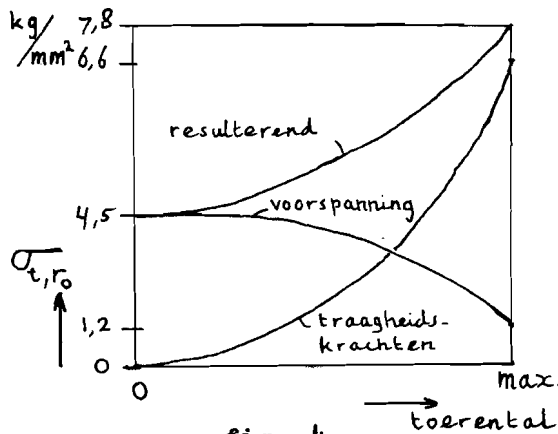


fig. 4

Als nu gebruik wordt gemaakt van een staalsoort met een treksterkte van $37 \frac{\text{kg}}{\text{mm}^2}$, dan is de veiligheidsfactor $\frac{37}{7,8} = 4,7$. Men zou kunnen stellen dat deze veiligheidsfactor voldoende groot is voor deze constructie.

Er wordt in de praktijk een veiligheidsfactor gesteld omdat het niet mogelijk is om een nauwkeurige berekening te maken

van de werkelijk optredende spanningen. De werkelijk optredende spanningen zullen plaatselijk groter kunnen zijn doordat er kerfwerking optreedt bij bijvoorbeeld de spiebaan. De verhouding tussen de werkelijk optredende spanning en de spanning berekend met behulp van de elementaire elasticiteitsleer, wordt de vormfactor genoemd. Voor verschillende constructies is de vormfactor vaak experimenteel bepaald. Deze vormfactoren zijn in grafiek-vorm gegeven waarbij de bepalende parameters zijn: de diepte van de kerf (t), de afrondingsstraal van de kerf (ρ) en de verhouding van de diepte van de kerf tot de diameter van het werkstuk ($\frac{t}{D}$). De spiebaan in deze constructie wordt beschouwd als een kerf met een diepte gelijk aan de afrondingsstraal terwijl de verhouding diepte van de kerf / diameter gelijk aan nul wordt genomen (zie fig. 5). (Hütte I, blz. 962).

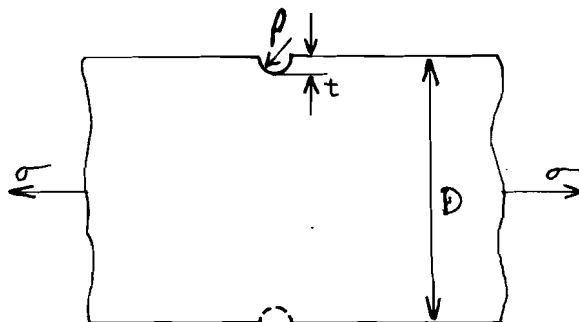


fig. 5

De vormfactor α is dan 3.

Deze vormfactor moet echter nog gecorrigeerd worden voor de kerfgevoeligheid van het toegepaste materiaal. De kerffactor β_k is voor uitgesproken kerfgevoelig materiaal gelijk aan de vormfactor. Voor het hier gebruikte staal st37 behoort bij een vormfactor van 3 een β_k van 2. Deze staalsoort is betrek-

kkelijk ongevoelig voor kerfwerking. (Polder, blz. 6).



De veiligheidsgrens wordt nu gedefiniëerd ten opzichte van de vloeigrens (Polder, blz. 11).

$$\frac{1}{V_F} = \frac{\beta_k}{C_o C_g} \cdot \frac{\sigma_m}{\sigma_F} \quad .$$

Waarbij

V_F = veiligheidsfactor.

β_k = kerffactor.

C_o = oppervlaktefactor: st 50; gedraaid: 0,88.

C_g = groottefactor: voor trek = 1.

σ_m = maximale spanning (7,8 kgf/mm²).

σ_F = vloeigrens (voor st 37 : 27 kgf/mm²).

De waarde van de veiligheidsfactor moet liggen tussen 1 en 1,5 (Polder, blz. 11):

$$V_F = \frac{1 \cdot 0,88 \cdot 27}{2 \cdot 7,8} = 1,5 \quad .$$



5. De invloed van de niet-constante dikte van het vliegwiel.

Om een indruk te krijgen van de invloed die de vorm van de doorsnede heeft op de spanningsverdeling, is een benaderingsmethode toegepast, die genoemd staat in Biezeno - Grammel, 2e deel, 1e hoofdstuk Technische Dynamik en in dezelfde vorm in Hütte I 28e druk blz. 956.

Volgens deze methode wordt de schijf opgedeeld in meerdere schijven doch nu ieder met constante dikte.

Voor ieder van de schijven gelden de vergelijkingen voor de radiale spanning σ_r en de tangentiële spanning σ_φ :

$$\sigma_r = A + \frac{B}{r^2} - \alpha \omega^2 r^2 \quad (5.1)$$

$$\sigma_\varphi = A - \frac{B}{r^2} - \beta \omega^2 r^2 \quad (5.2)$$

Waarbij:

A en B : constanten afhankelijk van

σ_a , σ_o , ω en de afmetingen van het vliegwiel.

$$\alpha = \frac{3m+1}{8m} \frac{\delta}{g} \quad \left(\frac{\delta}{g} = \text{specifieke massa } \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \right)$$

$$\beta = \frac{m+3}{8m} \frac{\delta}{g} \quad \left(m = \frac{1}{\nu} \quad \nu = \text{dwarscontractie-coëfficiënt} \right)$$

r = variabele die de afstand tot het middelpunt aangeeft.

Definiëert men nu

$$S = \sigma_r + \alpha \omega^2 r^2 \quad (5.3)$$

$$t = \sigma_\varphi + \beta \omega^2 r^2 \quad (5.4)$$

dan worden de vergelijkingen voor S en t :

$$S = A + \frac{B}{r^2} \quad (5.5)$$

$$t = A - \frac{B}{r^2} \quad (5.6)$$

Introduceert men bovendien de variabele $x = \frac{1}{r^2}$, dan worden de vergelijkingen zeer eenvoudig:

$$S = A + B x \quad (5.7)$$

$$t = A - B x \quad (5.8)$$

Deze vergelijkingen zijn grafisch goed hanteerbaar (zie fig. 1).

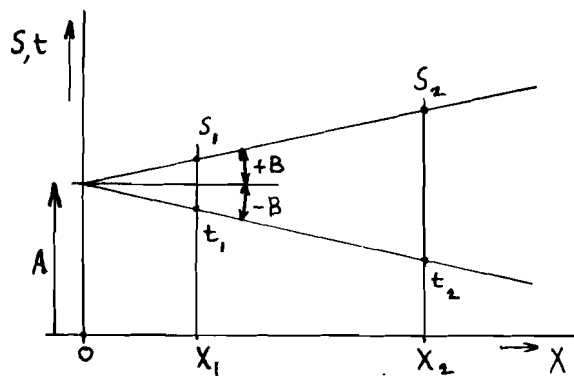


fig. 1

Als S_1 en t_1 gegeven zijn voor $x = x_1$, dan zijn S_2 en t_2 op de plaats $x = x_2$ bekend.

De spanningen σ_r en σ_φ zijn dan te bepalen met de betrekkingen

$$\sigma_r = S - \alpha \omega^2 r^2 \quad (5.9)$$

$$\sigma_\varphi = t - \beta \omega^2 r^2 \quad (5.10)$$

Bovenstaande betrekkingen gelden voor een schijf met constante doorsnede.

Voor de plaatsen waar de dikte verandert zijn de volgende voorwaarden te stellen:

- 1e De totale radiale kracht aan de ene zijde van de overgang moet gelijk zijn aan de totale kracht aan de andere zijde:

$$\sigma_r \cdot y = (\sigma_r + \Delta \sigma_r)(y + \Delta y)$$

$\Delta \sigma_r$ is de verandering van de radiaalspanning,

Δy is de verandering van de dikte.

Uit deze betrekking volgt:

$$\Delta \sigma_r = -\sigma_r \cdot \frac{\Delta y}{(y + \Delta y)} \quad (5.11)$$

- 2e De verplaatsing van de binnenkant van de ene schijf moet gelijk zijn aan de verplaatsing van de buitenkant van de andere schijf.

$$(\sigma_\varphi - \nu \sigma_r) \cdot \frac{1}{E} = \{(\sigma_\varphi + \Delta \sigma_\varphi) - \nu(\sigma_r + \Delta \sigma_r)\} \cdot \frac{1}{E}$$

$\Delta \sigma_\varphi$ is de verandering van de tangentiële spanning.

Hieruit volgt:

$$\Delta \sigma_\varphi = \nu \cdot \Delta \sigma_r \quad (5.12)$$



Uit de vergelijkingen (5.3) en 5.4) volgt:

$$\Delta S = \Delta \sigma_r$$

$$\Delta t = \Delta \sigma_\varphi$$

Voor de overgangen in het vliegwiel gelden dus de betrekkingen:

$$\Delta S = - \sigma_r \frac{\Delta y}{(y + \Delta y)} \quad (5.13)$$

$$\Delta t = + \nu \cdot \Delta S \quad (5.14)$$

Het verloop van de berekening is als volgt:

Er zijn 4 overgangsplaatsen (zie schets op blz. 55).

<u>dikte:</u>	<u>overgang:</u>			
y = 140 mm	r ₁ = 0,25	⇒	r ₁ ² = 0,0625	⇒ $\frac{1}{r_1^2} = 16$
y = 113 mm	r ₂ = 0,0825		r ₂ ² = 0,00680	$\frac{1}{r_2^2} = 147$
y = 50 mm	r ₃ = 0,0475		r ₃ ² = 0,00225	$\frac{1}{r_3^2} = 445$
	r ₄ = 0,0240		r ₄ ² = 0,000575	$\frac{1}{r_4^2} = 1740$

$$\alpha \omega^2 = \frac{3,33 + 1}{8,33} \cdot 7,8 \cdot 10^3 \cdot (400)^2 = 515 \cdot 10^6 \text{ N/m}^4$$

$$\beta \omega^2 = \frac{3,3 + 3}{8,3,3} \cdot 7,8 \cdot 10^3 \cdot (400)^2 = 298 \cdot 10^6 \text{ N/m}^4$$

Het maximum toerental is 3800 t/minuut ⇒ ω = 400 rad/sec.

Men neemt aan dat op de buitenrand σ_r = 0.

Nu volgt uit vergelijking (5.3)

$$s_1 = 0 + \alpha \omega^2 r^2 = 515 \cdot 10^6 \cdot 0,0625 = 32,2 \cdot 10^6 \text{ N/m}^2$$

Men kiest nu σ_φ zodanig dat t = S (σ_φ, willekeurig gekozen).

$$t_1 = 32,2 \cdot 10^6 \text{ N/m}^2 \Rightarrow (\text{met 5.10}) \sigma_{\varphi_1} = 32,2 \cdot 10^6 - \beta \omega^2 r^2 = 13,6 \cdot 10^6 \text{ N/m}^2$$

Grafisch volgt nu dat voor r = r₂ dus x = x₂:

$$s_2^I = 32,2 \cdot 10^6 \text{ N/m}^2$$

$$t_2^I = 32,2 \cdot 10^6 \text{ N/m}^2$$



Dus:

$$\sigma_{r_2}^I = S_2 - \alpha \omega^2 r_2^2 = (32,2 - 515 \cdot 0,0068) \cdot 10^6 = \underline{28,7 \cdot 10^6 \text{ N/m}^2}$$

Volgens (5.13):

$$\Delta S = -28,7 \cdot \frac{\Delta y}{y + \Delta y} \cdot 10^6 = -28,7 \cdot \frac{-27}{113} \cdot 10^6 = 6,86 \cdot 10^6 \text{ N/m}^2$$

Volgens (5.14)

$$\Delta t = \nu \Delta S = 0,3 \cdot 6,86 \cdot 10^6 = 2,26 \cdot 10^6 \text{ N/m}^2$$

Dus

$$s_2^{II} = (32,2 + 6,9) 10^6 = 39,1 \cdot 10^6 \text{ N/m}^2$$

$$t_2^{II} = (32,2 + 2,3) 10^6 = 34,5 \cdot 10^6 \text{ N/m}^2$$

Grafisch volgt nu (zie bijlage I) voor $x = x_3$

$$s_3^I = 44,2 \cdot 10^6 \text{ N/m}^2$$

$$t_3^I = 29,0 \cdot 10^6 \text{ N/m}^2$$

Dus

$$\sigma_{r_3}^I = (44,2 - 515 \cdot 0,00225) \cdot 10^6 = \underline{43,0 \cdot 10^6 \text{ N/m}^2}$$

$$\Delta S = -43,0 \cdot \frac{-63}{113 - 63} = 54,1 \cdot 10^6 \text{ N/m}^2$$

$$\Delta t = 0,3 \cdot 54,1 = 16,3 \cdot 10^6 \text{ N/m}^2$$

Dus

$$s_3^{II} = (44,2 + 54,1) 10^6 = 98,3 \cdot 10^6 \text{ N/m}^2$$

$$t_3^{II} = (29,0 + 16,3) 10^6 = 45,3 \cdot 10^6 \text{ N/m}^2$$

Grafisch volgt: ($x = x_4$)

$$s_4^I = +167 \cdot 10^6 \text{ N/m}^2$$

$$t_4^I = -38 \cdot 10^6 \text{ N/m}^2$$



Uit S_4^I volgt de radiale spanning:

$$\sigma_{r_4} = 167 \cdot 10^6 - 515 \cdot 10^6 \cdot 0,000576 = \underline{167 \cdot 10^6 \text{ N/m}^2}$$

$$\sigma_{\varphi_4} = \underline{-38 \cdot 10^6 \text{ N/m}^2}$$

Aan de randvoorwaarde $\sigma_{r_4} = 0$ wordt nu niet voldaan omdat de waarde van de spanning σ_{φ_4} willekeurig is gekozen.

Om te bepalen hoe σ_{φ_1} gekozen had moeten worden om $\sigma_{r_4} = 0$ te krijgen wordt de berekening herhaald, wederom met een willekeurige waarde voor σ_{φ_1} doch met $\omega = 0$.

Men neemt nu $\sigma_{r_1} = 0$ en $\sigma_{\varphi_1} = 1 \cdot 10^6 \text{ N/m}^2$.

$$s_1 = 0$$

$$t_1 = 1 \cdot 10^6 \text{ N/m}^2$$

Grafisch volgt: (zie bijlage II) $X = X_2$

$$s_2^I = -4,95 \cdot 10^6 \text{ N/m}^2$$

$$t_2^I = 5,80 \cdot 10^6 \text{ N/m}^2$$

$$\Delta s = -\sigma_r \cdot \frac{\Delta y}{y + \Delta y} = -(-4,95) \cdot \frac{-27}{113} = -1,18 \cdot 10^6 \text{ N/m}^2$$

$$\Delta t = 0,3 \cdot \Delta s = -0,355 \cdot 10^6 \text{ N/m}^2$$

$$s_2^{II} = (-4,95 - 1,18) 10^6 = 6,13 \cdot 10^6 \text{ N/m}^2$$

$$t_2^{II} = 5,80 - 0,36 = 5,44 \cdot 10^6 \text{ N/m}^2$$

Grafisch volgt voor s_3^I en t_3^I : (zie bijlage III) $X = X_3$

$$s_3^I = -18,0 \cdot 10^6 \text{ N/m}^2$$

$$t_3^I = +17,8 \cdot 10^6 \text{ N/m}^2$$

$$\Delta s = -(-18,0) \cdot \frac{-63}{50} 10^6 = -22,7 \cdot 10^6 \text{ N/m}^2$$



$$\Delta t = 0,3 \cdot \Delta s = -6,8 \cdot 10^6 \text{ N/m}^2$$

$$s_3^{\text{II}} = -40,7 \cdot 10^6 \text{ N/m}^2 \quad t_3^{\text{II}} = +11,0 \cdot 10^6 \text{ N/m}^2$$

Grafisch volgt dan ($X = X_4$)

$$s_4^{\text{I}} = -115 \cdot 10^6 \text{ N/m}^2 \quad \Rightarrow \quad \sigma_{r_4} = -115 \cdot 10^6 \text{ N/m}^2$$

$$t_4^{\text{I}} = +84 \cdot 10^6 \text{ N/m}^2 \quad \sigma_{\varphi_4} = +84 \cdot 10^6 \text{ N/m}^2$$

Het is nu volgens Hütte geoorloofd met behulp van een lineaire combinatie van de resultaten van de beide berekeningen te voldoen aan de randvoorwaarde $\sigma_{r_4} = 0$.

De correctiefactor k waarmee de resultaten van de laatste berekening moeten worden gecorrigeerd volgt uit:

$$k = \frac{-\sigma_{r_4}(1^e)}{\sigma_{r_4}(2)} = \frac{-167}{-115} = 1,45$$

De tangentiële spanning ter plaatse r_4 wordt dan:

$$\begin{aligned} \sigma_{\varphi_4} &= \sigma_{\varphi_4}(1^e) + k \cdot \sigma_{\varphi_4}(2^e) = \\ &= (-38 + 1,45 \cdot 84) \cdot 10^6 = 84 \cdot 10^6 \text{ N/m}^2 \\ &= 8,6 \text{ kg/mm}^2 \end{aligned}$$

De gemiddelde spanning op de overgang is te berekenen met de formules:

$$\overline{\sigma}_r = \left(\sigma_r + \frac{1}{2} \Delta \sigma_r \right) + k \cdot \left(\sigma_r' + \frac{1}{2} \Delta \sigma_r' \right) \quad (5.15)$$

$$\overline{\sigma}_\varphi = \left(\sigma_\varphi + \frac{1}{2} \Delta \sigma_\varphi \right) + k \cdot \left(\sigma_\varphi' + \frac{1}{2} \Delta \sigma_\varphi' \right) \quad (5.16)$$

De grootheden gemerkt met een accent hebben betrekking op de resultaten van de 2e berekening.

Uit (15) en (16) volgt: (in 10^6 N/m^2) (zie ook fig. 2 blz. 43)

$\overline{\sigma}_r = 0$	$\overline{\sigma}_2 = 54,7$	$\overline{\sigma}_3 = 27,6$	$\overline{\sigma}_4 = 0$
$\overline{\sigma}_\varphi = 21,1$	$\overline{\sigma}_2 = 39,4$	$\overline{\sigma}_3 = 57,4$	$\overline{\sigma}_\varphi = 84$

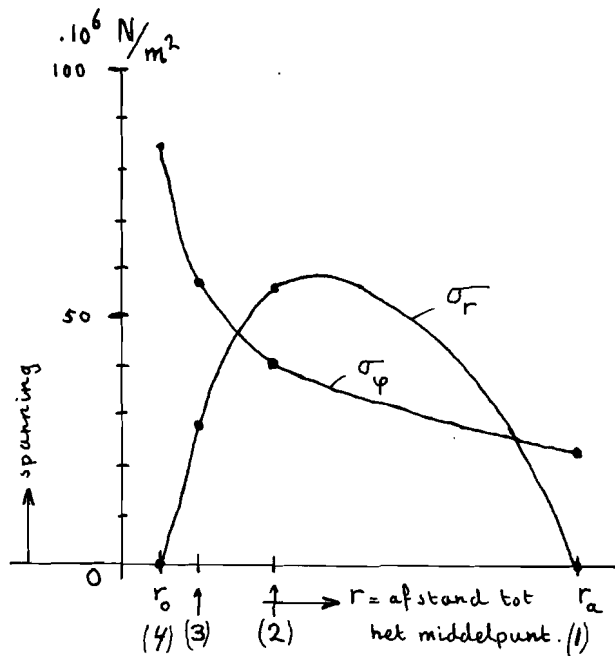


fig.2

$$\frac{1}{V_f} = \frac{\beta_k}{C_o C_g} \cdot \frac{\sigma_m}{\sigma_F} \quad (\text{zie blz. 36})$$

wordt nu

$$V_f = \frac{1 \cdot 0,88 \cdot 27}{2 \cdot (8,6 + 1,2)} = 1,2$$

De waarde van deze veiligheidsfactor moet liggen tussen 1 en 1,5 en de constructie kan nu ($V_f = 1,2$) als veilig worden beschouwd.

Het blijkt dus dat de grootste spanning weer optreedt in het midden van het vliegwiel en tengevolge van de veranderende dikte een waarde bereikt van $8,6 \text{ kgf/mm}^2$ in plaats van $6,6 \text{ kgf/mm}^2$ zoals volgt uit de berekening van de spanning voor een platte schijf.

De veiligheidsfactor gedefinieerd, ten opzichte van de vloeigrens:



6. Dynamische stabiliteit.

Praktisch zal er in het systeem vliegwiel-motoranker altijd een onbalans zijn, hoe klein deze ook moge zijn. Indien er nu toerentallen bereikt worden die met dezelfde frequentie overeenkomen als de buigingsresonantie-frequenties van de as met vliegwiel en motoranker, dan kan de amplitude van de resonantie-trilling ontoelaatbaar groot worden.

Het is dus noodzakelijk dat de resonantie-situatie niet wordt bereikt in het normaal gebruikte toereengebied.

Van de reeds aanwezige tractiemotor kan worden aangenomen dat het punt van resonantie, het kritieke toerental, boven het nominaal toegelaten toerental ligt. Dit toerental is 4000 omw/min.

De berekening van het kritieke toerental verloopt als volgt. De resonantie-frequentie $\omega = \sqrt{C/m}$. C is de veerconstante van het systeem en m is de massa. Uit de afmetingen van de machine en de eigenschappen van het materiaal kan nu de veerconstante C en de massa m bepaald worden.

Voor de berekening van het kritieke toerental van alleen het motoranker wordt uitgegaan van de volgende gegevens:

Gewicht van het anker gelijk aan 35% (Fahrzeug Antriebe blz. 13) machinegewicht, d.w.z. $\frac{35}{100} \cdot 330 = 115$ kg; diameter van de as 50 mm; afstand van de lagers 550 mm; elasticiteitsmodulus $210 \cdot 10^9 \text{ N/m}^2$. De veerconstante is gedefiniëerd met $P = C \cdot f$; P is de belastende kracht en f is de doorzakking van de staaf (zie fig. 6). Uit de

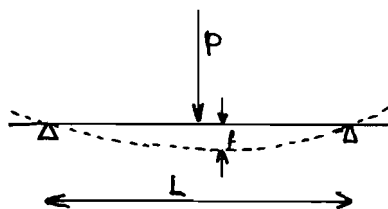


fig. 6

elementaire elasticiteitsleer volgt (Hütte I blz. 874):

$$f = \frac{PL^3}{48 EI}$$

L = afstand oplegpunten
E = elasticiteitsmodulus
I = traagheidsmoment van de staafdoorsnede
 $= \frac{\pi}{4} r^4$.

Uit de definitie en de doorzakking volgt: $C = \frac{P}{f} = \frac{48 EI}{L^3}$.

De resonantie-frequentie wordt nu:

$$\omega = \sqrt{\frac{C}{m}} = \sqrt{\frac{48 EI}{115}} = \sqrt{\frac{48 \cdot 210 \cdot 10^9 \cdot (0,025)^4}{4 \cdot 115 \cdot (0,55)^3}} = 401 \text{ rad/sec.}$$



Deze frequentie komt overeen met 3830 omw/min.

In werkelijkheid kan de machine 4000 omw/min. draaien zonder dat zich resonantieverschijnselen voordoen. In de berekening is de invloed van het rotorpakket dat extra stijfheid aan de as verleent en de invloed van het verdeelde gewicht van de rotor langs de as niet in beschouwing genomen. Zouden deze beide invloeden ook beschouwd worden dan zou het kritieke toerental hoger liggen dan de in het voorgaande berekende 401 rad/sec.

Het kritieke toerental van alleen het vliegwiel op de motoras kan als volgt berekend worden. Het systeem dat nu in trilling kan komen, wordt gevormd door een massa-traagheid die roteert om het oplegpunt van de staaf c.q. as.

De terugdrijvende kracht wordt geleverd door het moment dat in de staaf optreedt in het oplegpunt bij buiging over een bepaalde hoek (zie fig. 7).

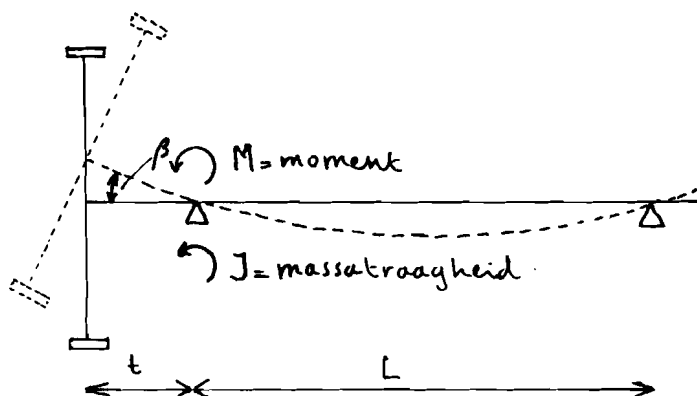


fig. 7

De veerconstante k is nu gedefiniëerd met $M = k \cdot \beta$. De elementaire elasticiteitsleer geeft het verband tussen M en β (Hütte I, blz. 874):

$$\beta = \frac{ML}{3 EI} \text{ met } L = \text{afstand van de oplegpunten} =$$

550 mm

E = elasticiteitsmodulus

I = traagheidsmoment van de doorsnede =

$$\frac{\pi}{4} \cdot r^4$$

t = overhangende deel van de as = 120 mm

Het massatraagheidsmoment om het oplegpunt wordt gevormd door het vliegwiel dat uit het verticale vlak moet worden gedraaid, vermeerderd met het traagheidsmoment van de massa van het vliegwiel op een afstand t van het oplegpunt.



Dus

$$\begin{aligned} I_{\text{totaal}} &= \frac{1}{2} I_{\text{polair}} + m t^2 \\ &= \frac{1}{2} \cdot 6,6 \text{ kgm}^2 + 190 \cdot (0,12)^2 \text{ kgm}^2 = 6,0 \text{ kgm}^2. \end{aligned}$$

De resonantiefrequentie is nu:

$$\begin{aligned} &= \sqrt{\frac{K}{I_{\text{totaal}}}} = \sqrt{\frac{3 EI}{L I_{\text{totaal}}}} = \\ &= \sqrt{\frac{3 \cdot 210 \cdot 10^9 \cdot \pi \cdot (0,025)^4}{0,55 \cdot 4 \cdot 6}} = 242 \text{ rad/sec} = 2310 \text{ omw/min.} \end{aligned}$$

Deze resonantie-frequentie ligt binnen het toereengebied waarin de machine zal worden gebruikt. Twee effecten zijn echter nog buiten beschouwing gelaten. De massa van de rotor geeft een extra verlaging van het kritieke toerental; de giroscopische werking van het draaiende vliegwiel geeft een verhoging van de berekende resonantiefrequentie.

Bij de berekening van de kritieke toerentallen is voor het vliegwiel gevonden : 242 rad/sec en voor de rotor : 401 rad/sec.

Bij benadering kan het laagste kritieke toerental van het totale systeem gevonden worden door de formule : (Hütte I, blz. 603)

$$w_k^2 = \frac{w_1^2 w_2^2}{w_1^2 + w_2^2} \quad w_k = \text{kritieke toerental van het geheel}$$
$$w_{1,2} = \text{kritieke toerental van de aparte massa's enz.}$$

Het laagste kritieke toerental wordt dus:

$$w_k = \sqrt{\frac{59.000 - 160.000}{59.000 + 160.000}} = 208 \text{ rad/sec.}$$

De invloed van de rotormassa is dus het schijnbaar verhogen van het massatraagheidsmoment I_{totaal} om het oplegpunt. Het effectieve traagheidsmoment kan dus berekend worden:

$$I'_{\text{totaal}} = I_{\text{totaal}} \frac{w_1^2}{w_k^2} = 6 \cdot \frac{59.000}{43.000} = 8,2 \text{ kg m}^2.$$



Met deze waarde van de massa zal nu de invloed van giroscopische effecten berekend worden.

Doordat het draaiende vliegwiel een impulsmoment vertegenwoordigt is de resonantie-frequentie van het draaiende wiel hoger dan de statische resonantie-frequentie.

Het verband tussen toerental en resonantie-frequentie wordt gegeven door: (Girodynamics blz. 165)

$$\omega(n) = \frac{1}{2A} \left\{ Cn + \sqrt{(Cn)^2 + 4kA} \right\}$$

n = toerental (rad/sec.)

C = massatraagheidsmoment om de langsas (kgm^2)

A = massatraagheidsmoment om de dwarsas (kgm^2)

k = veerconstante (Nm/rad)

Uitwerking van de formule levert:

$$\omega(n) = \frac{C}{2A} n + \sqrt{\left(\frac{C}{2A} n\right)^2 + \frac{k}{A}}$$

Nu zijn de waarden $\frac{C}{2A}$ en $\frac{k}{A}$ bekend:

$$\frac{C}{2A} = \frac{6,6}{2 \cdot 8,2} = 0,40 \quad \text{en} \quad \frac{k}{A} = \omega_k^2 = 43.000.$$

Dus

$$\omega(n) = 0,4 \cdot n + \sqrt{(0,4 n)^2 + 43.000}.$$

Resonantie is alleen mogelijk als de rotatiesnelheid van de as gelijk is aan de resonantiefrequentie, dus als $\omega(n) = n$.

Er volgt de vergelijking

$$n = 0,4 n + \sqrt{(0,4 n)^2 + 43.000};$$

waaruit volgt:

$$n = 464 \text{ rad/sec.} = 4400 \text{ omw/min.}$$

Dit betekent dat door de invloed van de giroscopische effecten de resonantiefrequentie van het overhangende vliegwiel sterk wordt verhoogd. Het is dan ook te verwachten dat er geen moeilijkheden zullen optreden zolang het toerental beneden 3800 omw/min. blijft.



7. Belasting van het motorlager.

Door de montage van het vliegwiel heeft het lager van de motor nu een massa te ondersteunen van het gewicht van het vliegwiel en de helft van het gewicht van het anker. Het lager is dus belast met $\frac{1}{2} \times 115 + 190 \approx 300$ kg.

Het toegepaste lagertype: SKF 50 mn identiek met SKF N 310 heeft een dynamisch draaggetal van 6000 kg. Dit betekent dat het lager een kans van $\frac{1}{10}$ heeft bij een belasting van 6000 kg, na 10^6 omwentelingen te zijn bezwaken. De slijtage is afhankelijk van de belasting; wordt de belasting van het lager 2 maal zo groot, dan wordt de slijtage $2^{3,3}$ maal zo groot.

Als dus de belasting $\frac{6000}{300}$ maal lager is dan wordt de levensduur $(\frac{6000}{300})^{\frac{10}{3}}$ 20.000 keer langer dan 10^6 omwentelingen. Als de machine draait met een toerental van 3340 omw/min, dan is de levensduur ongeveer 10 jaar continu. Deze gegevens zijn ontleend aan de catalogus van de fabrikant.

8. Aanhaalmoment waarmee de moer die de opklemming van het vliegwiel op de as verzorgt, moet worden aangetrokken.

In paragraaf 3 is berekend, dat de spanning in radiale richting $4,5 \text{ kg/mm}^2$ moet zijn om met de conische koppeling, het motorkoppel door middel van wrijving over te brengen. Over het gehele oppervlak is dit een kracht van $4,5 \cdot 50 \cdot \pi \cdot 48,5 = 33.500$ kg.

De helling van de conus is 1 : 20. De ~~per~~kracht in axiale richting moet dus 1700 kgf zijn. Als aangenomen wordt dat de wrijvingscoëfficiënt van de moer met de onderliggende ring 0,5 is, dan bedraagt de wrijvingskracht $0,5 \cdot 1700 = 850$ kgf. De diameter van de moer is ongeveer 45 mm, waaruit volgt dat het koppel waarmee de moer moet worden aangetrokken $850 \cdot 0,0225 = 20$ kgfm bedraagt.

9. Mechanische uitvoering.

De naaf die oorspronkelijk op de motoras gemonteerd is, heeft behalve het overbrengen van het motorkoppel nog een aantal andere functies. De vorm van de naaf is aan de binnenzijde zo gekozen, dat zich een labyrinth vormt voor het afsluiten van de vetkamer, ten behoeve van



het lager .

Aan de andere zijde eindigt de naaf in een flens waarop de kruiskoppeling voor de cardanas en de remtrommel voor de mechanische remmen van de tram met bouten worden vastgezet.

Het vliegwiel zal de functies van naaf en remtrommel moeten overnemen. Er zijn nieuwe remschoenen gemaakt die door het oude aandrukmechanisme tegen de buitenomtrek van het vliegwiel worden gedrukt.

Om het aandrukmechanisme te bevestigen moest een nieuwe ankerplaat worden vervaardigd. Het labyrinth voor de afdichting van de vetkamer is niet gehandhaafd omdat bij deze opstelling een zeer goede afdichting tegen water en zand niet noodzakelijk is. Het vliegwiel is aan de binnenzijde vlak, op een ondiepe groef na, welke nodig is voor de koppen van de bouten waarmee de ankerplaat op het motorhuis is vastgezet.

Aan de buitenzijde kan de flens van de kruiskoppeling met bouten op het vliegwiel worden gemonteerd. Door middel van een pasrand wordt deze flens zuiver concentrisch met de as gehouden.

De ankerplaat en de remschoenen zijn naar een werktekening gemaakt. Het vliegwiel is gemaakt zoals aangegeven in de schets op blz. 55.

10. De Montage.

Het vliegwiel moest met een voorspanning van $4,5 \text{ kg/mm}^2$ op de conus gemonteerd worden. Deze spanning kan worden bereikt door het wiel op te persen, doch hiervoor is dan een grote kracht nodig om de wrijving in axiale richting te overwinnen: normaalkracht x wrijvingscoëfficiënt = $33.500 \times 0,3 = 10.000 \text{ kgf}$. Het is eenvoudiger het vliegwiel te monteren terwijl het warmer is dan de motoras; de vereiste voorspanning ontstaat nadat de temperaturen van vliegwiel en motoras gelijk zijn geworden.

Het vereiste temperatuurverschil kan worden bepaald met de formule (Hütte I blz. 866):

$$p = \Delta d \cdot E \cdot \left(1 - \frac{d_i^2}{d_a^2}\right) \cdot \frac{1}{2(1 - \nu)d_i}$$

p = krimpspanning na de temperatuursvereffening kgf/mm^2 .

Δd = krimpmaat

E = elasticiteitsmodulus, hier 21.000 kgf/mm^2



d_i = inwendige diameter van het werkstuk: 50mm.

d_a = uitwendige diameter van het werkstuk: 500mm.

ν = dwarscontractie-coëfficiënt, hier $\frac{1}{3}$

en de formule voor de krimpmaat:

$$\Delta d = \beta_w \cdot \Delta \theta \cdot d_i$$

β_w = lineaire uitzettingscoëfficiënt van ijzer: $1,23 \cdot 10^{-5}$

$\Delta \theta$ = temperatuurverschil in graden Celsius.

Er volgt nu: $\left(\frac{d_i^2}{d_a^2} \approx 0\right)$.

$$p = \frac{\beta_w \cdot \Delta \theta \cdot d_i \cdot E}{2(1 - \nu) d_i} \left(1 - \frac{d_i^2}{d_a^2}\right) = \frac{1,23 \cdot 10^{-5} \cdot \Delta \theta \cdot 21.000}{2\left(1 - \frac{1}{3}\right)} \cdot 1 =$$

$$= 0,194 \cdot \Delta \theta \cdot \text{kgf/mm}^2.$$

De spanning na de temperatuervereffening moet 4,5 kgf/mm zijn.

Voor het temperatuurverschil volgt dan:

$$\Delta \theta = \frac{4,5}{0,194} = 23^\circ \text{ Celsius.}$$

Bij de montage is het temperatuurverschil ongeveer 30°C geweest hetgeen met opzet is gedaan omdat er altijd bij het monteren een verlies aan warmte is, in dit geval van het vliegwiel naar de betrekkelijk dunne as. Het aanhaalmoment van de moer is ook iets hoger dan de berekende waarde genomen n.l. 25 kgfm in plaats van 20 kgfm, omdat men er dan zeker van is dat het wiel goed vast op de as zit. Er kunnen wel hogere spanningen in het materiaal optreden dan de berekende, doch deze worden door vloeien weer vereffend. Het gebruikte materiaal heeft een grote "plastische reserve".

11. Proefdraaien.

De vliegwielen zijn uitgebalanceerd op een balanceerbank van de Staatsmijnen te Geleen. Het bleek, dat het ondanks zo nauwkeurig mogelijk draaien toch nog nodig was correcties aan te brengen door op bepaalde plaatsen materiaal weg te boren: ongeveer 100 gram op 250 mm afstand.



Tijdens het proefdraaien zijn trillingsmetingen uitgevoerd om te constateren of de amplituden van de trillingen niet te groot zouden zijn en om eventueel snel te constateren of het vliegwiel sterke plastische vervorming heeft ondergaan.

Het zou ongetwijfeld aan de trillingen merkbaar zijn als er scheuren zouden optreden. De metingen waren echter zeer goed reproduceerbaar.

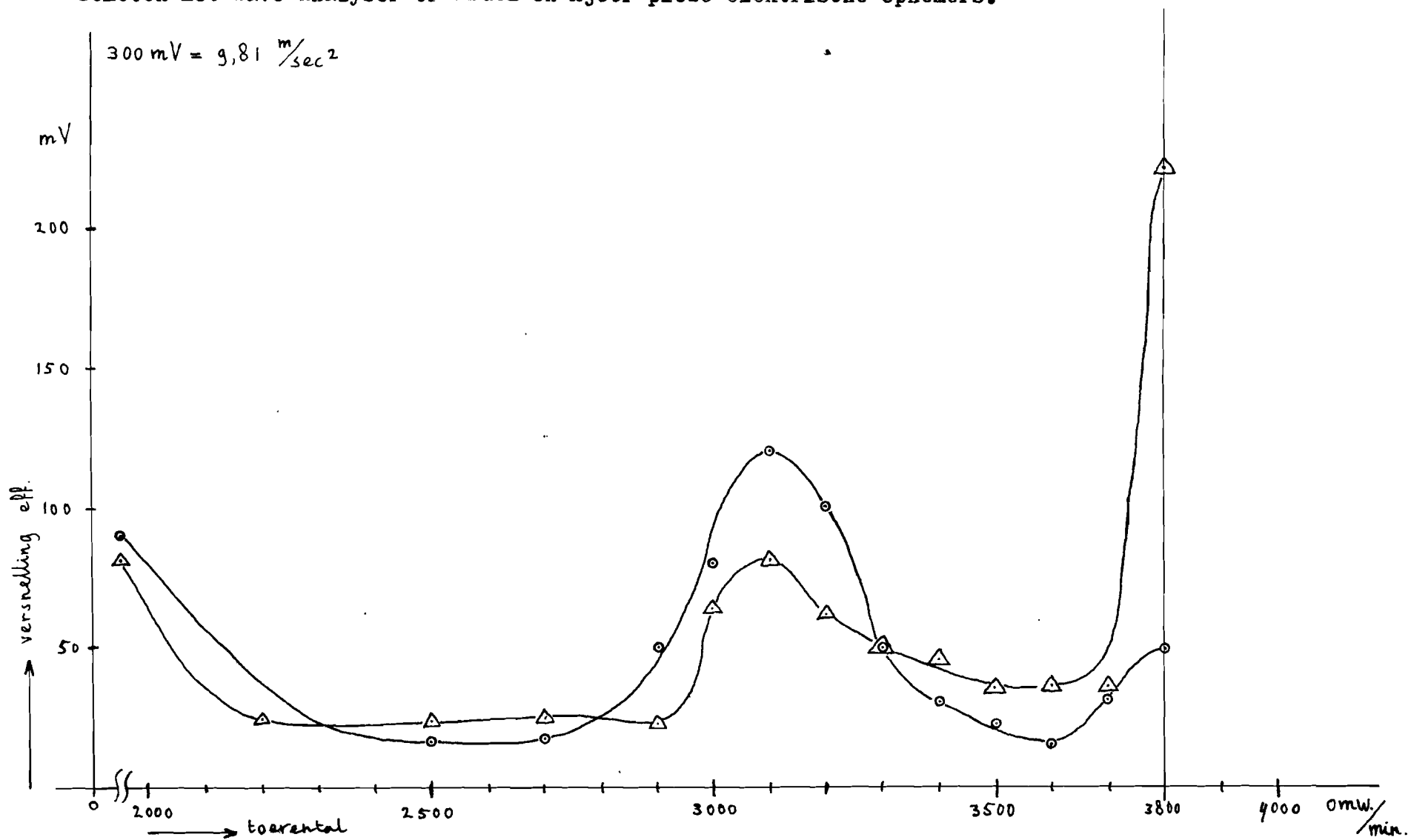
De wielen zijn ieder apart proefgedraaid volgens een vast schema. Het toerental werd in stappen steeds hoger opgevoerd. Tussen twee stappen werd het toerental weer laag gemaakt (2500 t/m) om de spanningen te verminderen. Bij het doorlopen van het toereengebied kon dan worden nagegaan of de eerder gemeten waarden van de trillingen nog dezelfde waren. Het geleidelijk opvoeren van het toerental, d.w.z. de mechanische belasting van het vliegwiel is noodzakelijk omdat tijdens het vloeien van het materiaal de dislocaties de gelegenheid moeten hebben zich te verplaatsen. Door het vloeien van het materiaal wordt een inwendige spanning opgewekt, zodanig dat bij wederom belasten geen vloeien meer optreedt.

De resultaten van de trillingsmeting zijn in onderstaande tabel weergegeven. Op blz.52 zijn de metingen grafisch uitgezet.

toerental per minuut $\times 10^3$	effectieve spanning van de trillingsopnemer machine west mV	effectieve spanning van de trillingsopnemer machine oost mV	ijking trillings- opnemer: Brüel en Kjoer piëzo-elektrisch $300\text{mV} \equiv 9,81\text{m/sec}^2$
1,95	80	90	ijking van de stroboscoop EM282 met toerenteller Hasler 500234: 3800 t/min was bij Hasler 3770 t/min. De versnellingen zijn gemeten aan het schroefgat van het hijsog van de tractie- motoren
2,55	22	18	
2,7	24	19	
2,9	22	50	
3,0	64	80	
3,1	80	120	
3,2	60	100	
3,3	50	50	
3,4	46	30	
3,5	34	22	
3,6	36	16	
3,7	30	32	
3,8	220	48	

De zwakke resonantiepieken zijn hoogst waarschijnlijk het gevolg van resonanties van het gehele onderstel dat afgeveerd is met rubberklossen. De gemeten versnellingen aan de motoren zijn laag n.l. $< 9,81\text{m/sec}^2$, zodat er nauwelijks extra belastingen optreden van de vliegwielen of de lagers van de machines.

Trillingsmetingen verricht bij het proefdraaien van de vliegwielen.
Gemeten met wave analyser en Brüel en Kjoer piëzo-elektrische opnemers.



technische hogeschool eindhoven
afdeling der elektrotechniek - groep elektromechanica

Nr 52 van
rapport nr. EM65-3



12. Beveiliging van de opstelling tegen overtoeren.

De vliegwiel en zijn proefgedraaid met het toerental waarvoor ze berekend waren (3800 omw/min) en zij hebben de proef doorstaan. Het is dus niet waarschijnlijk dat er nog moeilijkheden zullen optreden. Bovendien is voor normaal gebruik het toerental begrensd tot 3600 omw/min zodat de spanningen in het vliegwiel 10% lager zijn dan destijds tijdens het proefdraaien.

De demonstratie-opstelling was reeds voorzien van een centrifugaal schakelaar om eventueel "op hol slaan" van de machines te voorkomen. De centrifugaalschakelaar was echter met een snaaroverbrenging gekoppeld met een van de motoren en bleek bij controle niet meer goed te schakelen door de invloed van stof. De schakelaar is bij deze gelegenheid gerevideerd en tegen stof beschermd opgesteld. De snaaroverbrenging is vervangen door een overbrenging met een getande riem (timing belt). Het toerental waarbij wordt uitgeschakeld is nu 3600 t/min. Variaties van het uitschakeltoerental zijn niet constateerbaar met de beschikbare apparatuur. Dit betekent dat de nauwkeurigheid beter dan 1% is.

De opstelling als geheel is nu beveiligd tegen een te hoog toerental. Indien echter as- of riembreuk optreedt kan het voorkomen dat de beveiliging niet in werking treedt. De mogelijkheden zijn hier (zie fig. 9):

- 1e Breuk van de riem naar de remdynamo. De remdynamo kan dan een hoog toerental bereiken, doch het veld is nog steeds ingeschakeld zodat het toerental in principe niet oneindig hoog wordt.
- 2e Breuk van de riem die de wielassen koppelt. Het toerental van tractiemotor west kan dan hoog worden doch de beveiliging treedt in werking.
- 3e Breuk van de cardanas van tractiemotor west; de beveiliging treedt eveneens in werking.
- 4e Breuk van de cardanas van de tractiemotor oost. De motor is dan vrij en zal streven naar een oneindig hoog toerental. Door de grote massa van het vliegwiel zal het toerental echter niet zo snel toenemen dat het niet meer mogelijk is maatregelen te treffen. Het breken van de as zal voldoende lawaai veroorzaken om de aanwezigen te waarschuwen. De centrifugaalschakelaar op de tractiemotor west kan als voldoende beveiliging beschouwd worden.

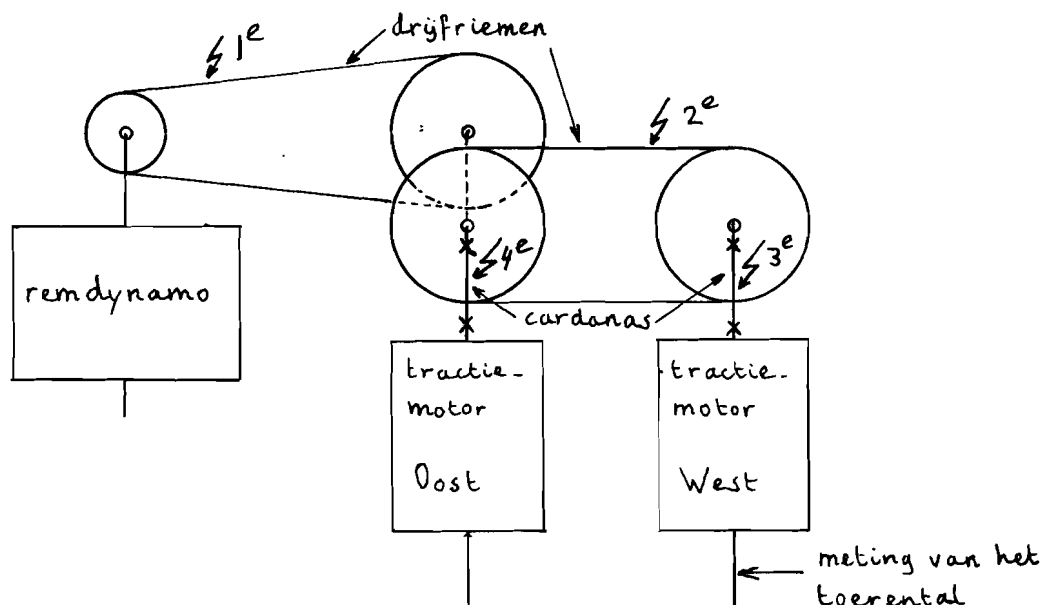
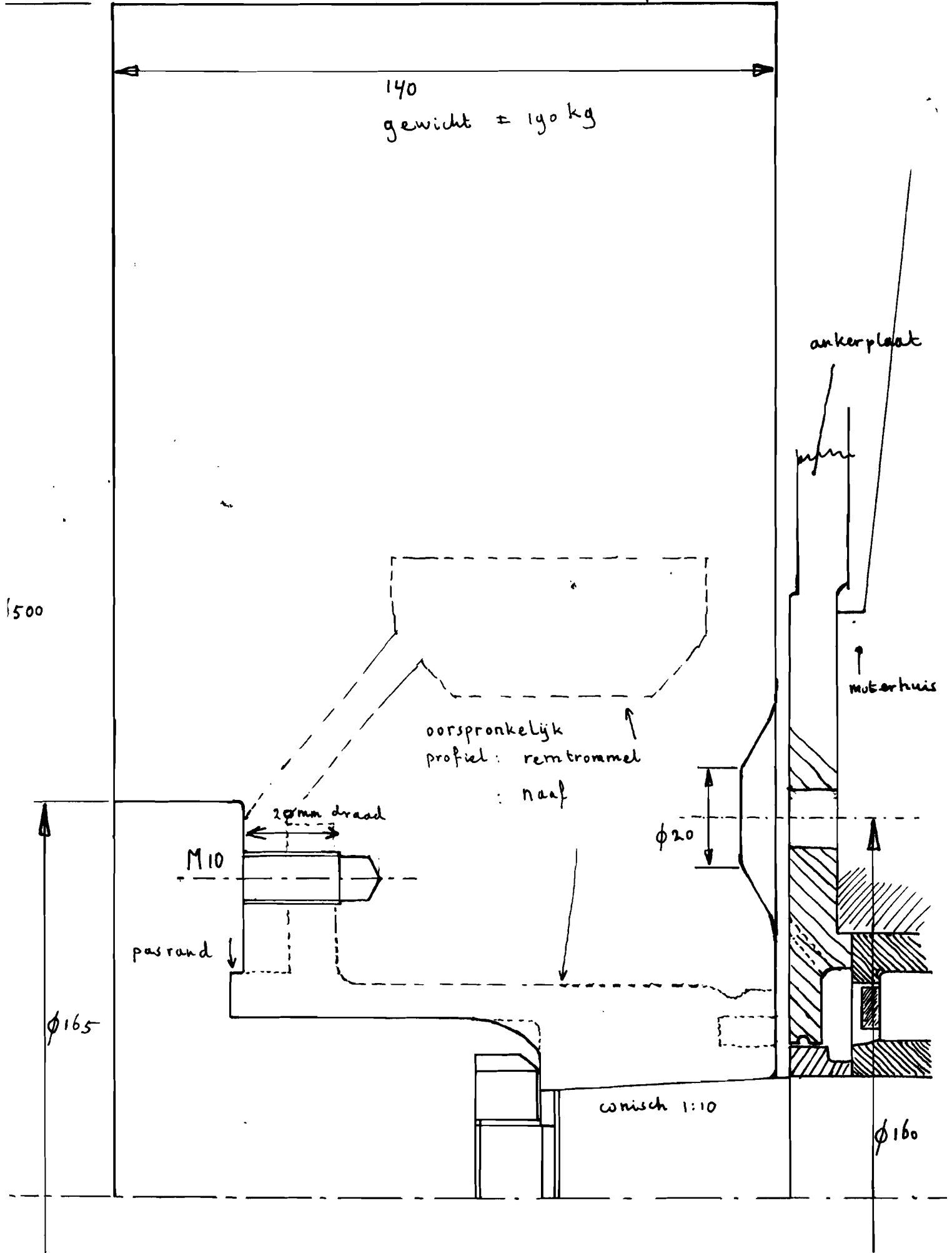


fig. 9

13. Geraadpleegde literatuur voor hoofdstuk 2.

- Biezeno/Grammel; Technische Dynamik zweiter teil,
(Uitgever Springer, Berlin 1953) THE: bsw CF 5303.
- Hütte; Des Ingenieurs Taschenbuch I 28e druk,
(Uitgever von Wilhelm Ernst & Sohn, Berlin 1955) THE bse GA 5906.
- Polder; Handleiding voor de vermoeiingsberekening van assen,
(Uitgever afd. Werktuigbouwkunde TH-Eindhoven).
- Arnold/Maunders; Girodynamics and its engineering applications,
(Uitgever Academic Press, New York 1961) THE bsw CF 6102.
- Müller; Elektrische Fahrzeugantriebe, Grundzüge der Theorie und
Berechnung,
(Uitgever R. Oldenbourg, München 1960) THE bse EG 6004.





Hoofdstuk III.

HET REGELSYSTEEM VOOR HET VERKRIJGEN VAN DE GEWENSTE WAARDE VAN DE STROOM DOOR DE REMDYNAMO.

1. Inleiding.

De stroom door de remdynamo moet een bepaalde waarde hebben afhankelijk van de grootte van de helling en de grootte van de snelheid. Soms moet energie aan de as worden opgenomen, namelijk als de tram rol- en luchtweerstand ondervindt, soms moet energie worden afgegeven, namelijk als de tram een helling afrijdt. Aan de elektrische zijde moet de remdynamo dus gekoppeld zijn met een energiereservoir, dat zowel energie kan afgeven als opnemen.

Het lichtnet is voor dit doel de best bruikbare energiebron. De remdynamo is opgenomen in een Ward-Leonard schakeling. De Ward-Leonard generator is mechanisch gekoppeld met een synchrone machine die zijn elektrische energie onttrekt of afgeeft aan het lichtnet. Het veld van de generator wordt nu zodanig gestuurd of geregeld, dat de stroom in het ankercircuit de vereiste waarde heeft. Ter verkrijging van deze waarde - voor bijvoorbeeld de loopweerstand - als functie van de snelheid wordt een aparte schakeling gebruikt die een stuurspanning afgeeft, evenredig met de vereiste stroom in het ankercircuit. Er is dus een teruggekoppeld regelsysteem opgebouwd, waarin de werkelijke waarde van de stroom wordt vergeleken met de gewenste waarde, gegeven door de stuurspanning. Als er verschil is tussen de werkelijke waarde en de gewenste waarde, dan wordt het veld van de Ward-Leonard generator bijgesteld totdat er evenwicht is.

De kwaliteit van dit regelsysteem moet zodanig zijn, dat het verschil tussen de gewenste waarde en de werkelijke waarde niet groot is bij elk toerental van de remdynamo. Zelfs bij een snelle verandering van het toerental - zoals bij de aanzet van de tram - mag de afwijking niet groot zijn. Het regelsysteem moet bovendien gerealiseerd worden met machines die aanwezig zijn in de hal voor elektromechanica.



2. De Ward-Leonard schakeling.

Het vermogen dat de remdynamo opneemt bij max. snelheid is ongeveer het vermogen dat de twee tractiemotoren dan leveren. Bij 3600 toeren per minuut is het koppel per motor 49 Nm. Het totale vermogen bedraagt dan 37 kW. De grootste combinatie machines in de E-hal wordt gevormd door één synchrone machine met een vermogen van 50 kW, gekoppeld met twee identieke gelijkstroommachines met een vermogen van ieder 25 kW, bij een nominale spanning van 220 V. De remdynamo is bestemd voor een spanning van 440 V en de twee gelijkstroommachines zijn in serie geschakeld om de remdynamo bij 440 V te bedienen. Het maximaal bereikbare vermogen van 50 kW is voldoende om de wrijving van de tram te simuleren.

De schakeling van de machines is in figuur 1 aangegeven. De twee generatoren worden met een constante hoeksnelheid Ω_m aangedreven en worden verondersteld identiek te zijn. Het veld van de remdynamo is constant I_s^r .

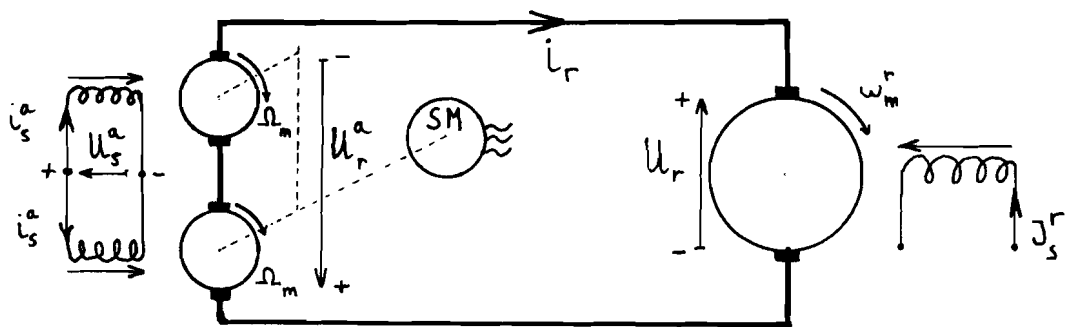


fig. 1

$$U_s^a(t) = R_s^a i_s^a(t) + L_s^a \frac{di_s^a(t)}{dt} \quad (1)$$

$$U_r^a(t) = 2R_r^a i_r(t) + 2L_r^a \frac{di_r(t)}{dt} + 2p\Omega_m L_{sr}^a i_s^a(t) \quad (2)$$

$$U_r^r(t) = R_r^r i_r(t) + L_r^r \frac{di_r(t)}{dt} + p\omega_m^r(t) L_{sr}^r I_s^r \quad (3)$$

$$U_r^r(t) + U_r^a(t) = 0 \quad (4)$$

Eenvoudigheidshalve is in de bovenstaande vergelijkingen de invloed van verzadiging en ijzerverliezen verwaarloosd.



De coëfficiënten in de vergelijkingen zijn:

R_s^a = weerstand van de veldwikkelingen van een gelijkstroombmachine.

L_s^a = coëfficiënt van zelfinductie van de veldwikkelingen van een
gelijkstroombmachine.

R_r^a = weerstand van de rotor van een gelijkstroombmachine.

L_r^a = coëfficiënt van zelfinductie van de rotor van een gelijkstroomb-
machine.

R_r^r = weerstand van de rotor van de remdynamo.

L_r^r = coëfficiënt van zelfinductie van de rotor van de remdynamo.

pL_{sr}^a = rotatiespanning per rad/sec (Ω_m) per A (i_s^a) van een gelijk-
stroombmachine.

pL_{sr}^r = rotatiespanning per rad/sec (ω_m^r) per A (I_s^r) van de
remdynamo.

Uit dit stelsel differentiaalvergelijkingen moet nu het verband
tussen $i_r(t)$, $U_s^a(t)$ en $\omega_m^r(t)$ worden opgelost.

Daartoe wordt overgegaan naar de Laplace getransformeerde van de
variabelen. We stellen, dat alle stromen op het moment $t = 0$ gelijk
aan nul zijn. Er volgt dan :

$$U_s^a(s) = R_s^a i_s^a(s) + sL_s^a \cdot i_s^a(s) \quad (5)$$

$$U_r^a(s) = 2R_r^a i_r(s) + 2s L_r^a i_r(s) + 2p \Omega_m L_{sr}^a i_s^a(s) \quad (6)$$

$$U_r^r(s) = R_r^r i_r(s) + sL_r^r i_r(s) + p \omega_m^r(s) L_{sr}^r I_s^r \quad (7)$$

$$U_r^a(s) + U_r^r(s) = 0 \quad (8)$$

Uit (5) volgt:

$$i_s^a(s) = \frac{U_s^a(s)}{R_s^a + sL_s^a} \quad (9)$$



Substitutie van (9) in (6) levert:

$$U_r^a(s) = 2R_r^a i_r(s) + 2L_r^a s \cdot i_r(s) + 2p \Omega_m L_{sr}^a \frac{U_s^a(s)}{R_s^a + s L_s^a} \quad (10)$$

Substitutie van (7) en (10) in (8) levert:

$$0 = i_r(s) \left\{ 2R_r^a + R_r^r + s(2L_r^a + L_r^r) \right\} + 2p \Omega_m L_{sr} \frac{U_s^a(s)}{R_s^a + s L_s^a} + p \omega_m^r(s) L_{sr}^r I_s^r,$$

waaruit volgt:

$$- i_r(s) = \frac{2p \Omega_m L_{sr}^a \cdot U_s^a(s)}{\left\{ 2R_r^a + R_r^r + s(2L_r^a + L_r^r) \right\} \cdot (R_s^a + s L_s^a)} + \frac{p \omega_m^r(s) L_{sr}^r I_s^r}{2R_r^a + R_r^r + s(2L_r^a + L_r^r) + L_r^r}$$

We kunnen nu definiëren:

$$K_1 = \frac{2p \Omega_m L_{sr}^a}{R_s^a (2R_r^a + R_r^r)} \quad \text{het aantal ampère } i_r \text{ per volt } U_s^a,$$

$$K_2 = \frac{p L_{sr}^r I_s^r}{2R_r^a + R_r^r} \quad \text{het aantal ampère } i_r \text{ per rad/sec } \omega_m^r,$$

$$\tau_1 = \frac{L_s^a}{R_s^a} \quad \text{de tijdconstante van de veldwikkelingen van de gelijkstroomgeneratoren,}$$

$$\tau_2 = \frac{2L_r^a + L_r^r}{2R_r^a + R_r^r} \quad \text{de tijdconstante van het ankercircuit.}$$

Het verband tussen de stroom $i_r(s)$, $U_s^a(s)$ en $\omega_m^r(s)$ is nu:

$$- i_r(s) = U_s^a(s) \frac{K_1}{(1 + s\tau_1)(1 + s\tau_2)} + \omega_m^r(s) \frac{K_2}{(1 + s\tau_2)}.$$



De waarden van K_1 , K_2 , τ_1 en τ_2 zijn aan de machines gemeten.

De factor $\frac{2p \Omega_m L^a}{R_s^a}$ heeft de waarde 4 volt U_r^a per volt U_s^a ; de

weerstand in het anker-circuit ($2R_r^a + R_r^r$) heeft de waarde $0,44 \Omega$,

zodat $K_1 = \frac{4}{0,44} = 9,1$ A/volt.

Voor het bepalen van K_2 is I_s^r de waarde 2,2 A gegeven, zodat bij 1000 omw/min (≈ 105 rad/sec) de remdynamo een EMK van rotatie van 440 V geeft.

Voor K_2 volgt dan $\frac{440 \cdot 60}{2 \cdot 0,44 \cdot 10^3} = 9,5$ A/rad/sec.

De tijdconstanten τ_1 en τ_2 zijn bepaald door een spanningsprong in het circuit te schakelen en het verloop van de stroom te registreren. De tijd die nodig is om de stroom tot 63,2% van de eindwaarde te laten stijgen is gelijk aan de tijdconstante. Voor τ_1 , de tijdconstante van de veldwikkeling van de gelijkstroomgeneratoren is 0,77 sec. gemeten; voor τ_2 de tijdconstante van het anker-circuit: 0,020 sec.

De stroom $i_r(s)$ wordt nu bepaald door de waarden van $U_s^a(s)$ en $\omega_m^r(s)$:

$$- i_r(s) = \frac{9,1 \cdot U_s^a(s)}{(1 + 0,77 \cdot s)(1 + 0,02 \cdot s)} + \frac{9,5 \cdot \omega_m^r(s)}{(1 + 0,02 \cdot s)}$$

Het toerental van de remdynamo, $\omega_m^r(t)$ kan alle mogelijke tijd-functies aannemen. Er moet dus met de spanning $U_s^a(t)$ geregeld worden om de stroom $i_r(t)$ de vereiste waarde te laten houden.

3. De regelaar.

Om de stroom in het anker-circuit onafhankelijk te laten zijn van de verstoring die $\omega_m^r(t)$ vormt is een teruggekoppeld regelsysteem opgebouwd. Als regelaar is een sensidyne gekozen. De regelmachine heeft twee hoogohmige ingangswikkelingen en één laagohmige. De overdrachts-functie heeft de vorm:

$$\frac{K}{s(1 + \tau s)} \quad s = \text{laplace-variabele.}$$

Dit type regelaar is gekozen omdat een integrerende regelaar in principe een eindfout nul geeft. Bij de keuze hebben evenwel ook andere overwegingen een rol gespeeld. De machine is al gekoppeld met een aandrijvende elektromotor en de plaats van de unit in de machine-hal is gunstig voor het maken van de nodige verbindingen. Het maximum vermogen 10 A bij 150 V ligt in de orde van grootte van het maximaal gevraagde vermogen van de veldwikkelingen van de gelijkstroomgeneratoren : 2 x 1,5 A bij 110 V. Bovendien heeft dit type regelmachine - tweetraps reactie rototrol - nog vele mogelijkheden in zich om als snelle of langzame tweetraps machine-versterker geschakeld te worden. De aandacht is echter gericht op het toepassen van de machine als integrerende regelaar.

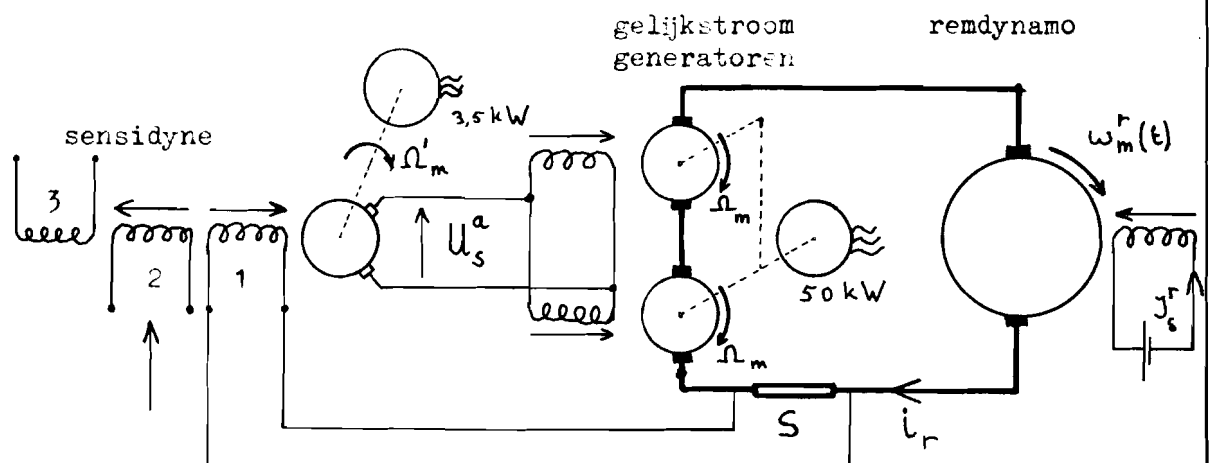


fig.2

In fig. 2 is het schakelschema van het regelsysteem gegeven. Over de weerstand S ontstaat een spanning evenredig met de stroom in het ankercircuit i_r . Deze spanning wordt toegevoerd aan de laagohmige wikkeling no. 1 van de sensidyne. Als het aantal ampère-windingen van deze wikkeling geen evenwicht maakt met het aantal ampère-windingen van de wikkeling 2, waarmee de gewenste waarde van de stroom i_r wordt ingesteld, dan gaat de uitgangsspanning van de sensidyne stijgen of dalen, evenals de bekrachtiging van de gelijkstroomgeneratoren ($\tau_1 = 770$ ms) en vervolgens ($\tau_2 = 20$ ms) de stroom in het ankercircuit.

Als er tegenkopeling is, zal de stroom blijven veranderen totdat de evenwichtstoestand is bereikt.

Het gehele regelsysteem wordt beschreven met Laplace-getransformeerde overdrachtsfuncties (fig.3 geeft dit weer).

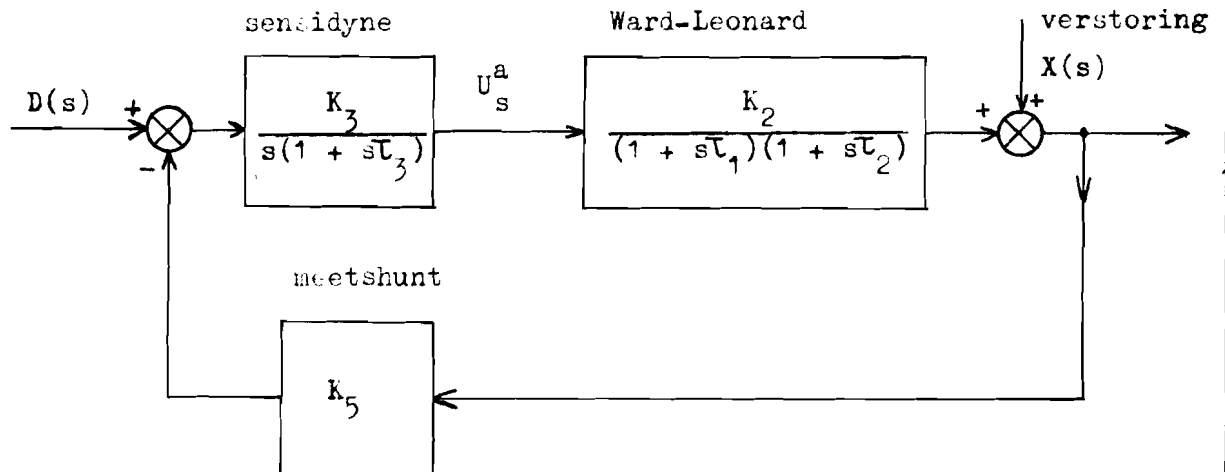


fig.3

$D(s)$ is de Laplace-getransformeerde van de tijdsfunctie, die de gewenste stroom voorstelt. $X(s)$ is de verstoring gevormd door $\frac{\omega_m^F(s) \cdot K_2}{(1 + sT_2)}$. De waarden K_1 , T_1 en T_2 die de eigenschappen van de Ward-Leonard-schakeling beschrijven zijn gemeten (zie par. 2). De factor K_5 geeft het aantal volts per ampère i_r dat naar de terugkoppelwikkeling wordt gevoerd. Alhoewel er een stagerapport is waarin een aantal metingen van de overdrachtsfunctie beschreven zijn, werd deze overdrachtsfunctie toch weer gemeten.

De omstandigheden waaronder de sensidyne hier gebruikt wordt zijn namelijk zeer verschillend van de omstandigheden waaronder de metingen - vermeld in het stage-rapport - zijn verricht. In ons geval is de sensidynebelast met een inductief circuit en van de regelwikkelingen zijn er tenminste twee in gebruik. Het blijkt dat vooral de grootte van de versterkingsfactor K_3 afhangt van de waarde van de weerstand waarmee de verschillende ingangswikkelingen zijn afgesloten, hetgeen ook uit de theorie van de rototrol te verwachten is. Zonder een verklaring te geven voor de veranderingen die de versterkingsfactor K_3 en de tijdconstante T_3 ondergaan, zijn de meetresultaten gegeven. Als op de ingang van de sensidyne een sprongfunctie wordt gezet, dan zal de uitgangsspanning als functie van de tijd een verloop hebben



zoals in fig.4 aangegeven. Uit de grootte van de helling bij de gegeven grootte van de sprong volgt de versterkingsfactor K_3 .

De tijdconstante τ_3 is op de tijd-as af te lezen, als het rechte deel van de geregistreeerde karakteristiek wordt doorgetrokken.

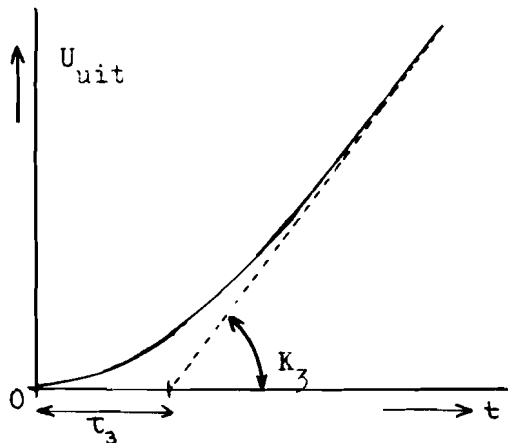


fig.4

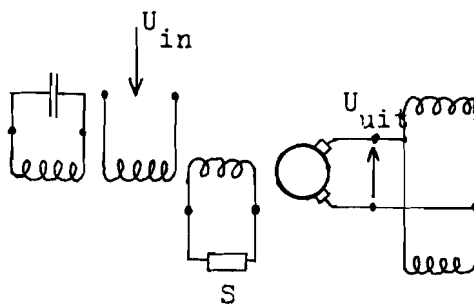


fig.5

ingangsspannings- sprong: U_{in} Volt	versterking K_3 V/Vsec.	tijd- constante sec.
2	72	1,24
5	56	0,42
8	50	0,37
12	47	0,22
20	42	0,150
30	36	0,100
40	31	0,065
50	33	0,055
60	28	0,050
70	27	0,050
80	27	0,045
100	23	0,040
120	23	0,035

gemeten aan de instelwikkeling met
aangesloten stroomwikkeling en
stabilisatiewikkeling (zie fig.5).

Dat de tijdconstante bij kleine waarden van de ingangsspanning zo'n grote waarde heeft, komt deels door de invloed van een niet-lineaire terugwerking van de uitgang naar de ingang. Als functie van de uitgangsspanning is een effectieve stoorspanning aan de ingang van de sensidyne te definiëren. Zeer globaal genomen gaat deze stoorspanning van 0 naar



-0,5 V als de uitgangsspanning toeneemt van 0 naar 12 V en loopt daarna van -0,5 V naar + 1,5 V als de uitgangsspanning van 12 V toeneemt naar 150 V (zie fig.6)

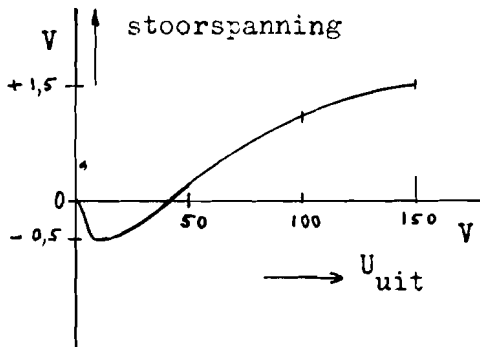


fig.6

Wordt de spanningsprong op de ingang gezet, dan zal de uitgangsspanning eerst langzaam en daarna snel toenemen.

In het gebied van 0...40 V uitgangsspanning werkt de stoorspanning tegen, zodat dit gebied langzaam wordt doorlopen.

Niet alleen de versterkingsfactor is klein in dit gebied,

maar ook de tijdconstante heeft een grote waarde als de definitie van fig. 4 wordt toegepast. (zie fig.8 blz.66) De stoorspanning als functie van de uitgangsspanning is echter niet éénwaardig, er treden hysteresis-verschijnselen op. De stoorspanning is gemeten door de sensidyne in een zeer eenvoudig spanningsvolgsysteem te schakelen. Zou er geen stoorspanning zijn, dan zou de spanning op de ingangswikkeling nul moeten worden, want de sensidyne is een integrerende regelaar. Er blijkt toch nog een spanning nodig aan de ingang om het evenwicht tussen uitwendige spanning en uitgangsspanning te behouden. Deze spanning is nodig om de inwendige stoorspanning te compenseren en zo kan de stoorspanning worden gemeten.

De meetresultaten zijn in fig. 7 gegeven.

No	stoorspanning = -Δ V	uitgangsspanning V
1	+ 1,97	+ 150
2	+ 0,26	+ 25,5
3	+ 0,79	0
4	+ 1,05	- 13,5

(zie volgende blz.)



5	0	- 66,0
6	- 0,92	- 150
7	+ 0,39	- 18
8	- 0,39	0
9	- 0,66	+ 6
10	0	+ 45
11	+ 2,38	+ 150

No	$-\Delta V$	U_{uit}
1'	0	0
2'	0,66	12
3'	0	45
4'	1,97	150

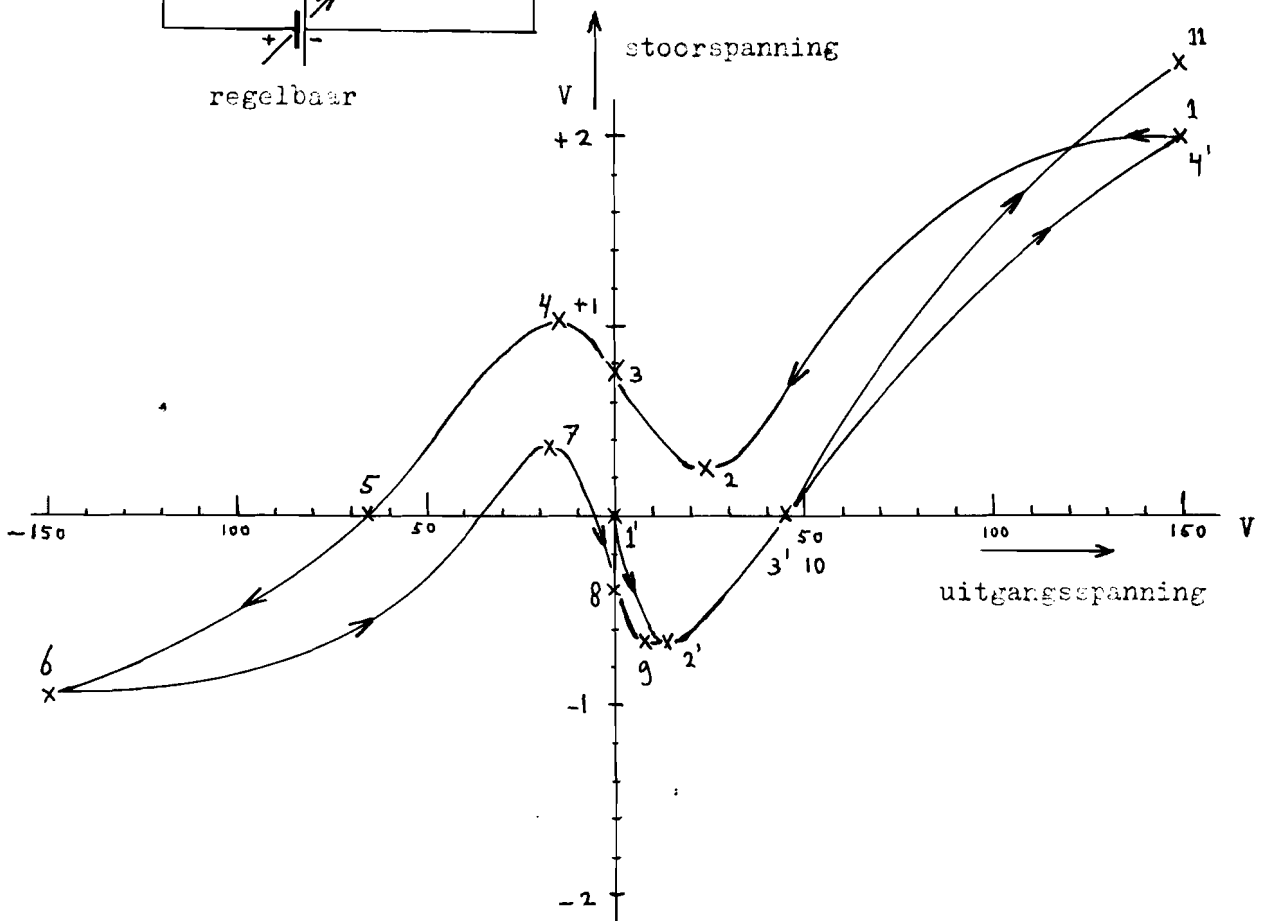
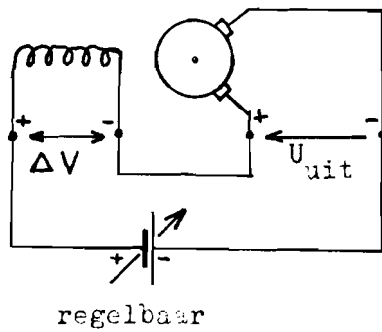


fig. 7

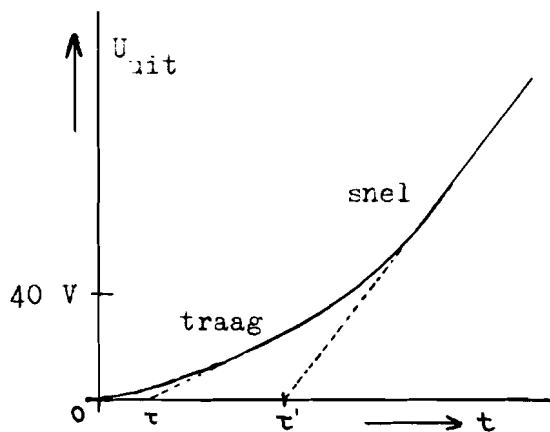


fig.8

Als de overige twee ingangswikkelingen open zijn, dan wordt voor de versterkingsfactor 65 volt per volt.sec. voor de hoogohmige wikkeling gemeten en 2600V per volt.sec. voor de laagohmige wikkeling.

Wordt één van de beide overige wikkelingen kortgesloten, dan wordt resp. 42 en 1700 V per volt.sec. gemeten. Worden de beide overige wikkelingen kortgeloten, dan worden de versterkingen 31 en 1200 volt per volt.sec.

Bij het berekenen van de overgangsverschijselen van het regelsysteem wordt aangenomen dat de sensidyne lineair is, d.w.z. de "tijdconstante" en de versterkingsfactor zijn onafhankelijk van de ingangsspanning, de uitgangsspanning en de tijd.

We nemen voor de waarde K_3 resp. 1700 V per Vsec. en 42 V per V.sec. voor de laag- en hoogohmige wikkeling. De tijdconstante $\tau_3 = 0,100$ s.

Het is echter duidelijk dat de sensidyne niet lineair is en dat er dus niet verwacht mag worden dat er een goede overeenstemming is tussen de theorie en de praktijk.

4. Het gedrag van het regelsysteem.

De overdrachtsfunctie van de instelwaarde naar stroom is eenvoudig te bepalen (zie fig. 3 blz.62)

$$i_r(s) = X(s) + \frac{K_1 K_3}{s(1 + s\tau_1)(1 + s\tau_2)(1 + s\tau_3)} \cdot \left\{ D(s) - K_5 \cdot i_r(s) \right\}$$

waaruit volgt:

$$i_r(s) \left\{ 1 + \frac{K_1 K_3 K_5}{s(1 + s\tau_1)(1 + s\tau_2)(1 + s\tau_3)} \right\} = X(s) + \frac{K_1 K_3 D(s)}{s(1 + s\tau_1)(1 + s\tau_2)(1 + s\tau_3)}$$



$$i_r(s) = \frac{X(s) s(1 + s\tau_1)(1 + s\tau_2)(1 + s\tau_3)}{s(1 + s\tau_1)(1 + s\tau_2)(1 + s\tau_3) + K_1K_3K_5} + \frac{D(s) K_1K_3}{s(1 + s\tau_1)(1 + s\tau_2)(1 + s\tau_3) + K_1K_3K_5}$$

$X(s)$ is de Laplace-getransformeerde van de verstoring $X(t)$ die meestal een functie van de tijd is. $D(s)$ is de getransformeerde van de gewenste waarde van $D(t)$.

Stellen we nu $X(s) = 0$ dan kunnen we berekenen hoe de stroom $i_r(t)$ reageert op een verandering van $D(t)$.

Hiervoor nemen we eerst een sprongfunctie ter grootte A , dus

$$D(t) = 0 \text{ voor } t < 0,$$

$$D(t) = A \text{ voor } t \geq 0 \quad \text{en}$$

$$D(s) = \frac{A}{s}.$$

De stroom $i_r(s)$ wordt dan:

$$= \frac{A}{s} \cdot \frac{K_1K_3}{s(1 + s\tau_1)(1 + s\tau_2)(1 + s\tau_3) + K_1K_3K_5}.$$

Om de stroom als functie van de tijd te vinden moet $i_r(s)$ worden teruggetransformeerd. De uitdrukking kan in de volgende vorm worden geschreven:

$$i_r(s) = \frac{A}{s} \cdot \frac{K_1K_3}{a_0(s - s_1)(s - s_2)(s - s_3)(s - s_4)} \quad (15)$$

Hierbij zijn s_1, s_2, s_3 en s_4 de wortels van de vergelijking

$s(1 + \tau_1)(1 + \tau_2)(1 + \tau_3) + K_1K_3K_5 = 0$; a_0 is de coëfficiënt van de hoogste macht van s .

Uitdrukking (15) is dan te splitsen in de som van de breuken

$$C_r(s) = \frac{C_0}{s} + \frac{C_1}{(s - s_1)} + \frac{C_2}{(s - s_2)} + \frac{C_3}{(s - s_3)} + \frac{C_4}{(s - s_4)} \quad (16)$$

De coëfficiënten $C_0 \dots C_4$ zijn met de residuënstelling te bepalen.

De afzonderlijke termen van de uitdrukking (16) zijn daarna eenvoudig terug te transformeren. Er volgt dan:



$$i_r(t) = C_0 \cdot 1(t) + C_1 e^{s_1 t} + C_2 e^{s_2 t} + C_3 e^{s_3 t} + C_4 e^{s_4 t}$$

$$1(t) = 0 \text{ voor } t < 0 \text{ en } 1(t) = 1 \text{ als } t \geq 0.$$

Als er een toegevoegd complex paar wortels optreedt in de vorm

$$s_{1,2} = p \pm qj \text{ dan wordt de uitdrukking:}$$

$$i_r(t) = C_0 \cdot 1(t) + e^{pt} \left\{ (C_1 + C_2) \cos qt + j(C_1 - C_2) \sin qt \right\} + C_3 e^{s_3 t} + C_4 e^{s_4 t}.$$

(De constanten C_1 en C_2 zijn ook toegevoegd complex).

Wil het regelsysteem bruikbaar zijn, dan moeten de tijdsafhankelijke termen na enige tijd nul worden. Dit betekent dat de wortels $s_1 \dots s_4$ negatief reëel moeten zijn of in het geval van complexe wortels negatief reële delen moeten hebben (p negatief). De constante C_0 geeft dan de eindwaarde van de stroom. Deze is ook te bepalen met behulp van de eindwaarde-stelling:

$$\lim_{t \rightarrow \infty} i_r(t) = \lim_{s \rightarrow 0} s \cdot i_r(s) = \lim_{s \rightarrow 0} s \frac{A}{s} \frac{K_1 K_3}{s(1 + s\tau_1)(1 + s\tau_2)(1 + s\tau_3) + K_1 K_3 K_5} = \frac{A}{K_5}$$

Wil de waarde van $i_r(t)$ vergelijkbaar zijn met de ingangsgrootheid $D(t)$, dan moet eerst met K_5 worden vermenigvuldigd. Immers de spanning over de meetshunt wordt vergeleken met de spanning die de gewenste waarde aangeeft. De functie K_5 is de overdrachtsfunctie van de meetshunt.

Dus $i_r(t) \cdot K_5 = \frac{A}{K_5} \cdot K_5 = A$. De gewenste waarde is ook A , zodat geconcludeerd kan worden dat de stroom na enige tijd exact gelijk aan de gewenste waarde wordt, hetgeen een algemene eigenschap is van een integrerende regelaar. (zie fig. 9)

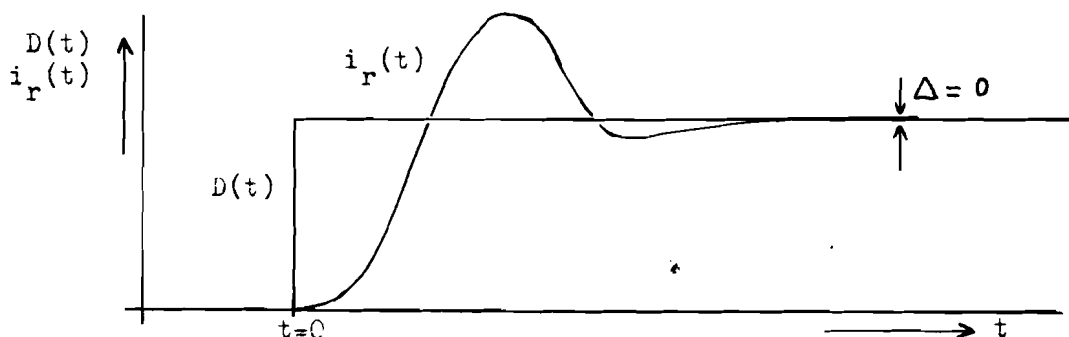


fig. 9



Als nu de gewenste waarde $D(t)$ voor $t < 0$ nul is en vanaf het moment $t = 0$ met constante snelheid toeneemt, dan zal $i_r(t)$ in het ideale geval deze $D(t)$ zonder fouten moeten volgen.

Als nu $D(t) = 0$ voor $t < 0$ en
 $D(t) = A \cdot t$ voor $t \geq 0$ dan is

$$D(s) = \frac{A}{s^2} \cdot$$

De stroom in Laplace getransformeerde vorm is dan:

$$\begin{aligned} i_r(s) &= D(s) \frac{K_1 K_3}{s(1 + s\tau_1)(1 + s\tau_2)(1 + s\tau_3) + K_1 K_3 K_5} \\ &= \frac{A}{s^2} \frac{K_1 K_3}{s(1 + s\tau_1)(1 + s\tau_2)(1 + s\tau_3) + K_1 K_3 K_5} \end{aligned}$$

of met a_0, s_1, s_2, s_3 en s_4 respectievelijk de coëfficiënt met de hoogste macht van s en de wortels van de vergelijking:

$$s(1 + s\tau_1)(1 + s\tau_2)(1 + s\tau_3) + K_1 K_3 K_5 = 0.$$

$$\begin{aligned} i_r(s) &= \frac{A}{s^2} \frac{K_1 K_3}{a_0(s - s_1)(s - s_2)(s - s_3)(s - s_4)} \\ &= \frac{C_{01}}{s} + \frac{C_{02}}{s^2} + \frac{C_1}{(s - s_1)} + \frac{C_2}{(s - s_2)} + \frac{C_3}{(s - s_3)} + \frac{C_4}{(s - s_4)} \cdot \end{aligned}$$

De stroom $i_r(t)$ is dus opgebouwd uit een sprongfunctie $C_{01} \cdot 1(t)$, een op het tijdstip $t = 0$ beginnende helling $C_{02} \cdot t$ en 4 e-machten $C_{1...4} e^{s_{1...4} \cdot t}$.

Berekenen we met de residuënstelling C_{02} , dan volgt:

$$\begin{aligned} C_{02} &= \left\{ s^2 \frac{A}{s^2} \frac{K_1 K_3}{s(1 + s\tau_1)(1 + s\tau_2)(1 + s\tau_3) + K_1 K_3 K_5} \right\}_{s=0} \\ &= \frac{AK_1 K_3}{K_1 K_3 K_5} = \frac{A}{K_5} \cdot \end{aligned}$$



We zien dus dat $C_{02} \cdot K_5 = \frac{A}{K_5} \cdot k_5 = A$. De snelheid waarmee de stroom gaat aanstijgen, als de e-machten verwaarloosbaar klein geworden zijn is dus A; d.w.z. gelijk aan de snelheid waarmee $D(t)$ aanstijgt. Er is echter nog een verschil tussen de gewenste waarde en de werkelijke waarde: de sprongfunctie $C_{01} 1(t)$ die optreedt. De waarde C_{01} is gemakkelijk te berekenen als de eindwaarde-stelling wordt toegepast op het verschil tussen gewenste- en werkelijke waarde:

$$\begin{aligned} \lim_{s \rightarrow 0} s \left\{ D(s) - i_r(s) K_5 \right\} &= \lim_{s \rightarrow 0} s \left(\frac{A}{s^2} - \frac{A \cdot K_1 K_3 K_5}{s^2 \left\{ s(1 + s\tau_1)(1 + s\tau_2)(1 + s\tau_3) + K_1 K_3 K_5 \right\}} \right) \\ &= \lim_{s \rightarrow 0} s \left(\frac{A s(1 + s\tau_1)(1 + s\tau_2)(1 + s\tau_3) + A K_1 K_3 K_5 - A K_1 K_3 K_5}{s^2 \left\{ s(1 + s\tau_1)(1 + s\tau_2)(1 + s\tau_3) + K_1 K_3 K_5 \right\}} \right) \\ &= \lim_{s \rightarrow 0} \frac{A(1 + s\tau_1)(1 + s\tau_2)(1 + s\tau_3)}{s(1 + s\tau_1)(1 + s\tau_2)(1 + s\tau_3) + K_1 K_3 K_5} = \\ &= \frac{A}{K_1 K_3 K_5} \cdot (\text{zie fig. 10}) \end{aligned}$$

Er blijft dus een verschil tussen de gewenste en de werkelijke waarde. De grootte van dit verschil is evenredig met stijgsnelheid A van de gewenste waarde en omgekeerd evenredig met de versterkingsfactoren K_1 , K_3 en K_5 . Om het verschil klein te houden zal men dus het product $K_1 K_3 K_5$ zo groot mogelijk trachten te maken. Men kan echter de versterking niet steeds opvoeren omdat boven een bepaalde waarde van $K_1 K_3 K_5$ niet meer voldaan is aan e voorwaarde dat de wortels $s_1 \dots s_4$ negatief reële delen moeten hebben.

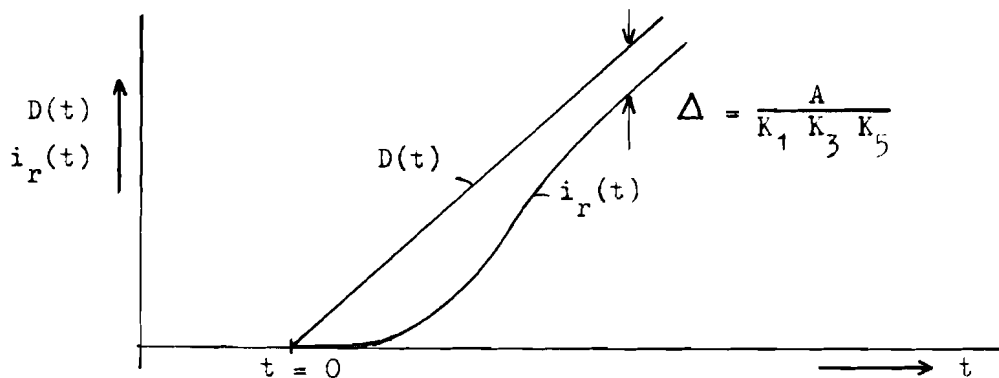


fig. 10



We zullen nu nagaan wat de invloed van een verstoring $X(t)$ op $i_r(t)$ is als $D(t) = 0$.

$$\text{Er geldt dan: } i_r(s) = X(s) \cdot \frac{s(1 + s\tau_1)(1 + s\tau_2)(1 + s\tau_3)}{s(1 + s\tau_1)(1 + s\tau_2)(1 + s\tau_3) + K_1 K_3 K_5}$$

$$\text{met } X(s) = \omega_m^r(s) \frac{K_2}{(1 + s\tau_2)}$$

$$\text{Hieruit volgt: } i_r(s) = \omega_m^r(s) \frac{K_2 s(1 + s\tau_1)(1 + s\tau_3)}{s(1 + s\tau_1)(1 + s\tau_2)(1 + s\tau_3) + K_1 K_3 K_5}$$

Als nu $\omega_m^r(t)$ een sprongfunctie is, dus $\omega_m^r(s) = \frac{B}{s}$ volgt

$$\begin{aligned} i_r(s) &= \frac{B}{s} \cdot \frac{K_2 s(1 + s\tau_1)(1 + s\tau_3)}{s(1 + s\tau_1)(1 + s\tau_2)(1 + s\tau_3) + K_1 K_3 K_5} \\ &= \frac{B}{s} \cdot \frac{K_2 s(1 + s\tau_1)(1 + s\tau_3)}{a_0 (s - s_1)(s - s_2)(s - s_3)(s - s_4)} \\ &= \frac{C_0}{s} + \frac{C_1}{(s - s_1)} + \frac{C_2}{(s - s_2)} + \frac{C_3}{(s - s_3)} + \frac{C_4}{(s - s_4)} \end{aligned}$$

Teruggetransformeerd levert deze uitdrukking:

$$i_r(t) = C_0 \cdot 1(t) + C_1 \dots C_4 e^{(s_1 \dots s_4)t}$$

Berekenen we de waarde C_0 met behulp van de eindwaardestelling, dan volgt:

$$\begin{aligned} C_0 &= \lim_{t \rightarrow \infty} i_r(t) = \lim_{s \rightarrow 0} s \cdot i_r(s) = \\ &= \lim_{s \rightarrow 0} s \cdot \frac{B}{s} \cdot \frac{K_2 s(1 + s\tau_1)(1 + s\tau_3)}{s(1 + s\tau_1)(1 + s\tau_2)(1 + s\tau_3) + K_1 K_3 K_5} = 0. \end{aligned}$$

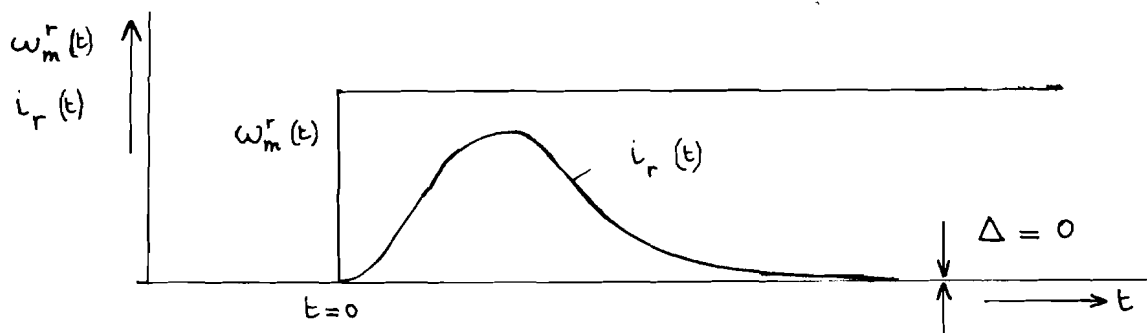


fig. 11

De stroom $i_r(t)$ zal dus naar aanleiding van een (overigens niet realiseerbare) sprongvormige verandering van het toerental $\omega_m^r(t)$ op den duur weer de waarde 0 bereiken ofwel gelijk worden aan de waarde die de



stroom had voor het tijdstip $t = 0$.

Verandert nu $\omega_m^r(t)$ continu, dat wil zeggen

$$\omega_m^r(t) = 0 \text{ als } t < 0$$

$$\omega_m^r(t) = B \cdot t \text{ als } t \geq 0 \quad (B = \text{hoekversnelling})$$

dan is
$$\omega_m^r(s) = \frac{B}{s^2}.$$

Er volgt dan:

$$i_r(s) = \frac{B}{s^2} \frac{s(1 + s\tau_1)(1 + s\tau_3)K_2}{s(1 + s\tau_1)(1 + s\tau_2)(1 + s\tau_3) + K_1K_3K_5} =$$
$$= \frac{C_{01}}{s} + \frac{C_{02}}{s^2} + \frac{C_1}{(s - s_1)} + \frac{C_2}{(s - s_1)} + \frac{C_3}{(s - s_3)} + \frac{C_4}{(s - s_4)}.$$

De grootte van C_{01} en C_{02} volgt met de residuënstelling.

$$C_{01} = \frac{B K_2}{K_1 K_3 K_5} \quad C_{02} = 0$$

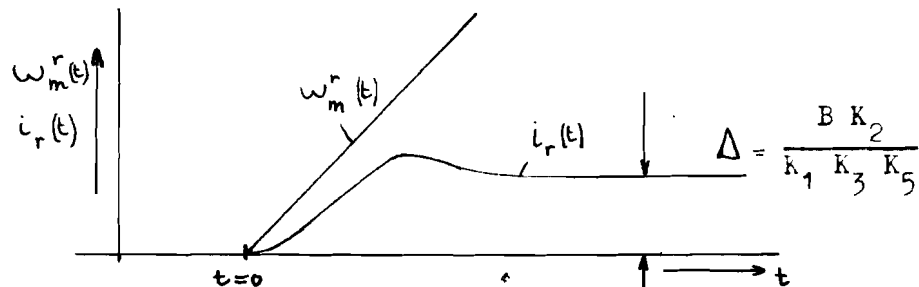


fig. 12

De eindwaarde van de stroom wordt dus $C_{01} = \frac{BK_2}{K_1 K_3 K_5}$ en men zal dus proberen deze fout klein te houden door $K_1 K_3 K_5$ groot te kiezen.

Bij de beschouwing van reactie van het regelsysteem op verschillende ingangssignalen en verstoringen valt het op dat er in het uitgangssignaal altijd de groep van 4 e-machten voorkomt, bepaald door $C_1 \dots C_4$ en $s_1 \dots s_4$. Voor de stabiliteit van het regelsysteem is het noodzakelijk dat de wortels $s_1 \dots s_4$ negatief reële delen hebben. In het complexe s-vlak moeten dus $s_1 \dots s_4$ aan de linkerzijde van de imaginaire as liggen. Bovendien wil men graag een systeem hebben dat snel reageert zodat de wortels $s_1 \dots s_4$ zo groot mogelijk negatief moeten zijn om de tijd dat de e-machten van invloed zijn op

$i_r(t)$ zo kort mogelijk te maken.

Algemeen gesteld kan men dus aan de ligging van de polen en eventueel de nulpunten van de overdrachtsfunctie zien wat de kwaliteiten van het regelsysteem zijn.

5. Regelnauwkeurigheid en stabiliteit.

In de vorige paragraaf is reeds aangetoond dat de versterkingsfactor $K_1 K_3 K_5$ liefst zo groot mogelijk gekozen moet worden om de nauwkeurigheid zo groot mogelijk te maken. Als $K_1 K_3 K_5$ wordt veranderd dan zal ook de ligging van de polen $s_1 \dots s_4$ in het complexe vlak veranderen. Als $K_1 K_3 K_5 = 0$, dan liggen de polen zoals in fig. 14 aangegeven.

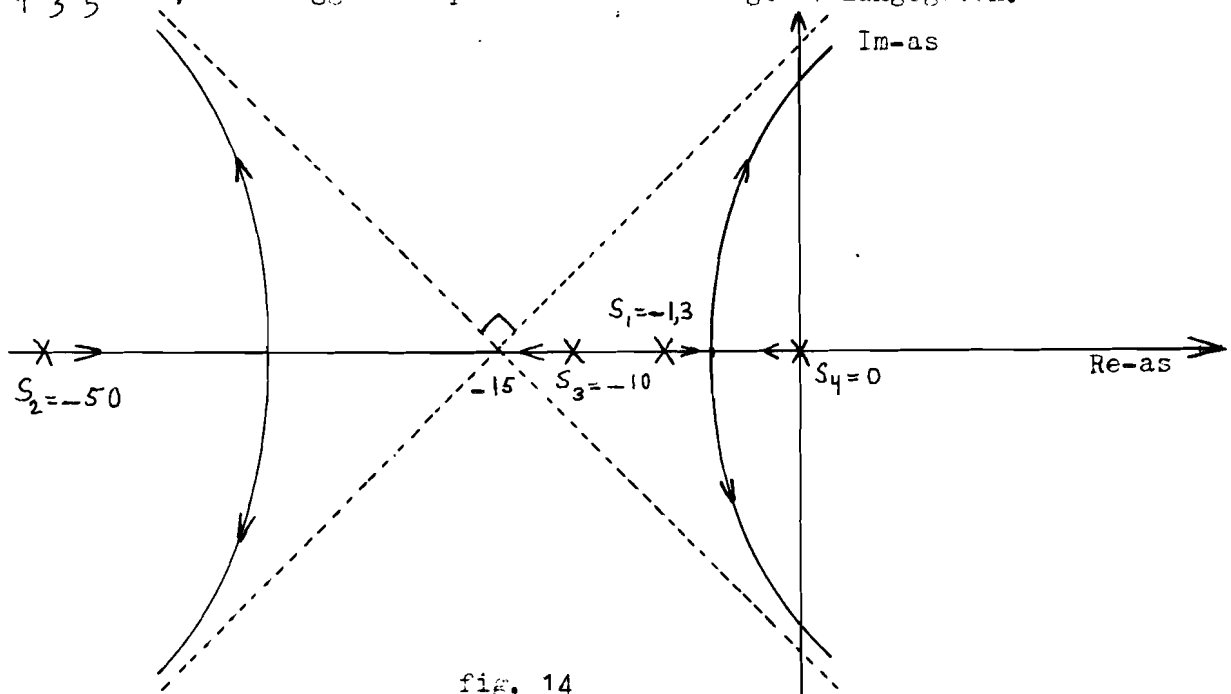


fig. 14

De pool bij $s = 0$ duidt op een e-macht die niet uitdempt, want het reële deel van de wortel is nul; het regelsysteem functioneert niet.

Wanneer $K_1 K_3 K_5$ nu opgevoerd dan gaan de polen een baan in het complexe vlak beschrijven. De wortels s_1 en s_4 lopen langs de reële as naar elkaar toe en bij een bepaalde waarde van $K_1 K_3 K_5$ is $s_1 = s_4$. Maakt men $K_1 K_3 K_5$ nu nog groter dan worden de wortels complex en de banen gaan afbuigen naar asymptoten die steeds dichtter genaderd worden naarmate $K_1 K_3 K_5 \rightarrow \infty$. Voor dit geval zijn er 4 asymptotische richtingen en het snijpunt van deze asymptoten met de reële as ligt bij

$$\frac{\sum (s_1 \dots s_4)}{4} = -15$$
. De baan van de wortels in het complexe vlak is ongeveer zoals in fig. 14 geschetst.

De theorie voor de constructie van de meetkundige plaats van de wortels (rootlocus) is o.a. te vinden in : "Automatic Feedback Controlsystem Synthesis" blz.226-230.



De pool s_4 beweegt in eerste instantie in negatieve richting als $K_1 K_3 K_5$ vanaf nul toeneemt. Dit betekent dat de uitdempselheid van de ojbehorende e-macht steeds groter wordt. Zodra echter de wortels complex zijn geworden neemt de demping weer af omdat de grootte van het negatiefreële deel afneemt. Als de wortels zuiver imaginair zijn, dan is de demping nul. Als $K_1 K_3 K_5$ zo groot is dat de wortels rechts van de imaginaire as komen te liggen, dan gaat het systeem energie opnemen en er ontstaan toenemende slingeringen.

De waarde waarbij de wortels zuiver imaginair zijn, kan worden bepaald met behulp van het Routh-Hurwitz stabiliteitscriterium. De te onderzoeken vergelijking is:

$$s(1 + s\tau_1)(1 + s\tau_2)(1 + s\tau_3) + K_1 K_3 K_5 = 0$$

of

$$a_0 s^4 + a_1 s^3 + a_2 s^2 + a_3 s + a_4 = 0$$

met

$$a_0 = \tau_1 \tau_2 \tau_3; a_1 = (\tau_1 \tau_2 + \tau_1 \tau_3 + \tau_2 \tau_3); a_2 = (\tau_1 + \tau_2 + \tau_3);$$

$$a_3 = 1; a_4 = K_1 K_3 K_5$$

Wordt hierbij genomen $\tau_1 = 0,770$, $\tau_2 = 0,020$, $\tau_3 = 0,100$ dan volgt

$$a_0 = 0,00150; a_1 = 0,0904; a_2 = 0,89; a_3 = 1; a_4 = K_1 K_3 K_5$$

Willen de wortels van de vergelijking het linker-half-vlak liggen, dan moet voldaan zijn aan de voorwaarden:

$$a_0 \dots a_4 > 0; \begin{vmatrix} a_1 & a_3 \\ a_0 & a_2 \end{vmatrix} > 0; \begin{vmatrix} a_1 & a_2 & 0 \\ a_0 & a_2 & a_4 \\ 0 & a_1 & a_3 \end{vmatrix} > 0$$

of

$$a_0 \dots a_4 > 0; a_1 a_2 - a_0 a_3 > 0; a_4 < \frac{a_1 a_2 a_3 - a_3^2 a_0}{a_1}$$

In dit geval is aan de voorwaarden voldaan als $K_1 K_3 K_5 < 9,3$.

Bij deze waarde van $K_1 K_3 K_5$ kan de afwijking van de stroom worden bepaald. De verstoring $\omega_m^r(t) = B.t$ rad/sec, waarbij dan de fout

$$\Delta = \frac{B K_2}{K_1 K_3 K_5}$$



De hoekversnelling B hangt af van de aanzetversnelling van de tram. Wordt voor deze aanzetversnelling 2m/sec^2 genomen, dan volgt met behulp van de wieldiameter ($0,635\text{ m}$) en de overbrengverhouding wielas-remdynamoas ($1 : 2$) de hoekversnelling van de remdynamo:

$$B = \frac{2 \cdot 2}{\frac{1}{2} \cdot 0,635} = 12,6 \text{ rad/sec}^2.$$

De fout in de stroom is dan: $\Delta = \frac{12,6 \cdot 0,5}{0,3} = 13 \text{ A}$.

Deze fout is te groot. Het regelsysteem moet een stroom van 7A redelijk nauwkeurig constant houden; d.w.z. op 2 à 3A constant.

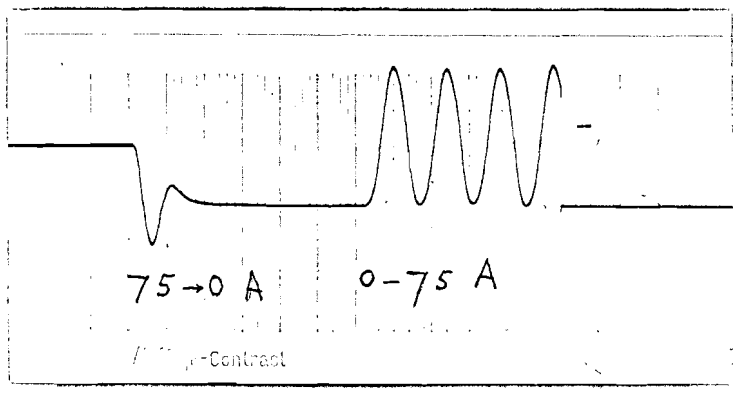
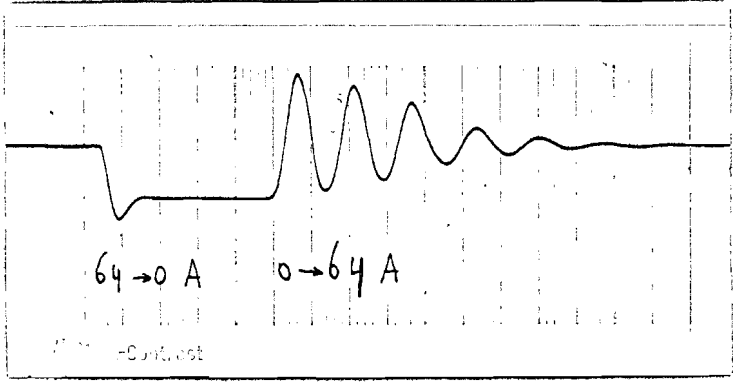
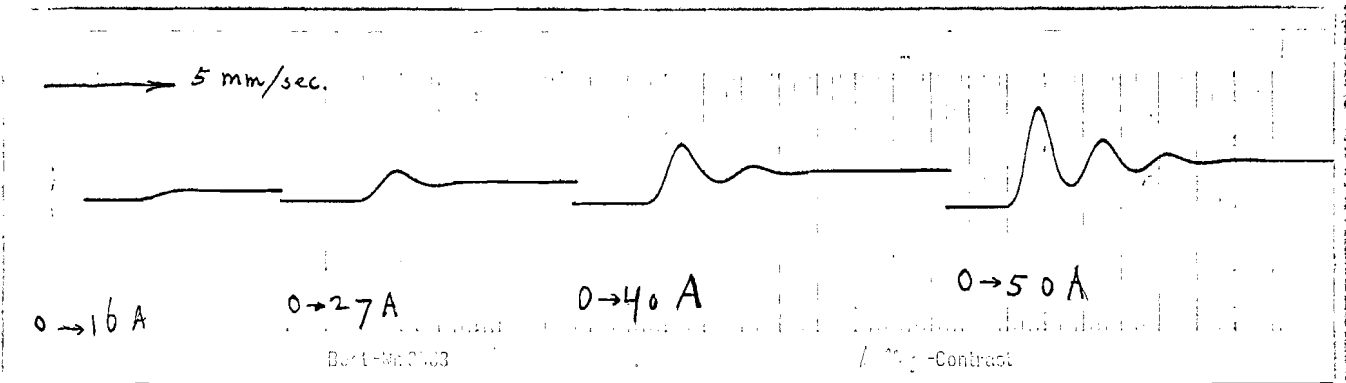
In de praktijk is een systeem waarbij $K_1 K_3 K_5$ op de grens van stabiliteit is ingesteld niet bruikbaar. Fig. 15 geeft het verloop van de stroom als reactie op een sprongfunctie, waarbij $K_5 = 0,003$. De factor $K_1 K_3 K_5$ heeft dus de waarde $9,1700 \cdot 0,003 = 46$, indien we kunnen aannemen dat de versterking van de sensidyne 1700 is. Het is duidelijk dat de vorm van het overgangsverschijnsel sterk afhangt van de grootte van de sprong van het ingangssignaal. Als de grootte van de sprong zo groot wordt gemaakt dat de eindwaarde van de stroom 75A is, dan ontstaat er een ongedempte slingering. Hieruit valt af te leiden dat de sensidyne sterk niet-lineair is; hoofdzakelijk in die zin, dat de versterking bij kleine ingangssignalen klein is. Het grootste verschil treedt op bij een sprong van $0 \rightarrow 75\text{A}$ en van $75 \rightarrow 0\text{A}$. Hysterese speelt ook nog een grote rol, want als de gewenste waarde geleidelijk tot nul wordt teruggeregeld dan blijft soms nog een stroom van ongeveer 10A in het ankercircuit lopen.

Uit de eerder gemeten stoorspanning is dit gedrag echter enigszins te verklaren. De stoorspanning heeft een waarde tussen 0 en 1V , op de hoogohmige wikkeling gemeten. Voor de laagohmige wikkeling bedraagt de waarde dus ongeveer $65/2600 = 25 \text{ mV}$. Wordt er een spanning op de regelwikkeling gezet van 25 mV of kleiner, dan zal de sensidyne niet of nauwelijks reageren. Het signaal gaat verloren in hysterese en niet-lineaire terugwerking. Als K_5 de waarde $0,003$ heeft, dan betekent een spanning van 25 mV een stroom van 8A . Een regelnauwkeurigheid beter dan 8A kan dus niet worden verwacht.

Er bestaat dus nu behoefte om $K_1 K_3 K_5$ op te voeren. Als dit mogelijk is, dan wordt de invloed van hysterese en stoorspanning relatief kleiner en ook theoretisch wordt de regelnauwkeurigheid groter. Het opvoeren van $K_1 K_3 K_5$ is wel mogelijk als op een of andere wijze het regelsysteem stabiel kan worden gehouden.

Figure 15

De stroom i_2 in de secundaire winding van de ingangs transformator is voor verschillende waarden van de ingangs spanning $U_1(t)$.



$\mu_5 = 0,005 \text{ V/A}$

Temporeelheid: 5 ms/sec.

Verticaal: 10 A/mm.



De maximaal bereikbare versterking wordt dan bepaald door de maximaal toegestane dissipatie van de regelwikkelingen en de maximale stroom in het ankercircuit. De regelwikkelingen zijn: 2 stuks $200\ \Omega$, maximaal $0,6\ \text{A}$ en 1 wikkeling $0,5\ \Omega$, maximaal $10\ \text{A}$. De laagohmige wikkeling wordt gebruikt voor de stroomterugkoppeling en om deze wikkeling volledig uit te sturen is een spanning nodig van $0,5 \cdot 10 = 5\ \text{volt}$. Een serieweerstand van $0,05\ \Omega$ is dus voldoende om bij $i_r = 100\ \text{A}$ de regelwikkeling volledig uit te sturen. De dissipatie in de shunt is dan $500\ \text{W}$ en in de regelwikkeling $50\ \text{W}$. Het is dus mogelijk, afgezien van de stabiliteit, de versterkingsfactor K_5 ongeveer 16 keer groter te maken dan $0,003$. De invloed van hysteresis en remanentie zal dan ook aanzienlijk kleiner worden. Om stabiliteit te behouden kunnen termen in de noemer van de overdrachtsfunctie worden toegevoegd zodanig dat de wortels van de vergelijking aan de linkerzijde van de imaginaire as blijven.

6. Stabilisatie-netwerk.

De stabiliteit van een teruggekoppeld systeem is ook te beschouwen aan de hand van de overdrachtsfunctie van het open systeem. Voor lage frequenties is de versterkingsfactor van het open systeem zeer groot. Voor de frequentie 0 is de versterking zelfs oneindig (integreerend regelaar) zodat de eindafwijking tussen gewenste- en werkelijke waarde 0 wordt. Bij hogere frequenties wordt de versterking steeds kleiner; de faseverschuiving tussen in- en uitgangsspanning neemt echter toe. Wordt bij een bepaalde frequentie de fasedraaiing van het open systeem 180° , dan zal bij het teruggekoppelde (hier: tegengekoppelde) systeem de fasedraaiing 360° zijn, zodat de teruggevoerde spanning in fase is met de ingangsspanning. Is nu voor deze frequentie de rondgaande versterking groter dan 1, dan zal de spanning met die frequentie in amplitude gaan aangroeien.

Willen we het systeem toch stabiel maken, dan kan de versterking voor de frequentie waarbij de fasedraaiing van het open systeem 180° is, kleiner dan 1 gekozen worden. Daartoe kan bijv. in serie met het systeem een netwerk worden opgenomen dat een grote demping heeft voor spanningen met een hoge frequentie. Ook kan er een extra tegenkoppeling worden aangebracht voor spanningen met een hoge frequentie, zodat de versterking voor die hoge frequenties daalt.



De extra tegenkoppeling moet dan via een differentiërend netwerk gaan, dat hoge frequenties beter doorgeeft dan lage frequenties.

Het differentiërende netwerk kan een R-C-combinatie zijn, men kan echter ook gebruik maken van een transformator.

De overdrachtsfunctie van het R-C-netwerk (fig. 16) is:

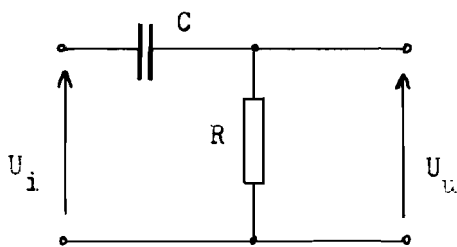


fig. 16

$$\mu = \frac{U_u}{U_i} = \frac{RCs}{1 + sRC} = \frac{s\tau}{1 + s\tau}$$

met U_u = uitgangsspanning,
 U_i = ingangsspanning
 τ = RC = tijdconstante
 s = Laplace variabele .

Voor de transformator kan worden afgeleid (fig. 17):

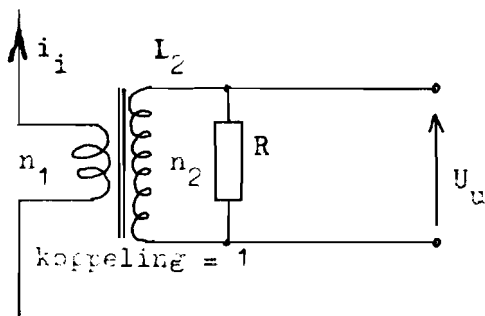


fig. 17

$$\mu = \frac{U_u}{i_r} = \frac{n_1/n_2 \cdot R s \tau}{1 + s\tau}$$

met U_u = uitgangsspanning
 i_i = ingangsstroom
 $n_{1,2}$ = primair, secundair windingen-
tal
 L_2 = secundaire zelfinductie
 $\tau = \frac{L_2}{R} =$ tijdconstante.

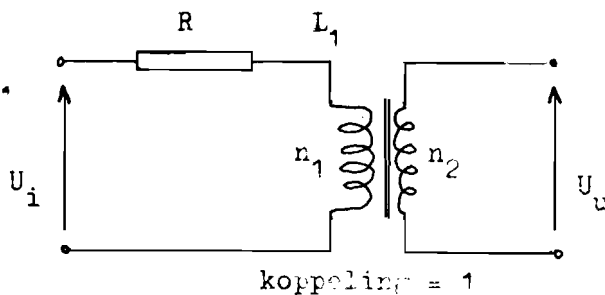


fig. 18

$$\mu = \frac{U_u}{U_i} = \frac{n_2/n_1 \cdot s \tau}{1 + s\tau}$$

met U_u = uitgangsspanning
 U_i = ingangsspanning
 $n_{1,2}$ = primair, secundair windingen-
tal
 L_1 = primaire zelfinductie
 $\tau = \frac{L_1}{R} =$ tijdconstante.

Algemeen gezien zal de overdrachtsfunctie van het stabilisatienetwerk zijn:

$$\frac{K s \tau}{1 + s \tau}$$

De versterkingsfactor K wordt mede bepaald door de versterkingsfactor van de terugkoppelwikkeling. In dit geval is nog een hoogohmige wikkeling ter beschikking met $K = 42 \text{ V/V.sec}$.

Het punt van terugkoppeling kan nog genomen worden vanaf de uitgang van de sensidyne of vanaf de ankerstroom i_a . In het laatste geval zou het toepassen van een stabilisatie-transformator de enige mogelijkheid zijn.

Een R-C-netwerk zou of een zeer grote waarde van C vereisen, of er zou een zeer grote serieweerstand in het ankercircuit nodig zijn. Met een R-C-combinatie is alleen een terugkoppeling vanaf de uitgang van de sensidyne te realiseren. Praktisch is de R-C-combinatie gemakkelijker te verwezenlijken dan een stabilisatie transformator; deze vereist namelijk een zorgvuldig ontwerp.

De resultaten met het R-C-netwerk waren bevredigend zodat er geen poging is gedaan een stabilisatie-transformator toe te passen.

In fig. 19 is het schema van de stabilisatie gegeven. Omdat de condensator een waarde van enkele duizenden μF moet hebben, zijn twee elektrolytische condensatoren in serie geschakeld, met de

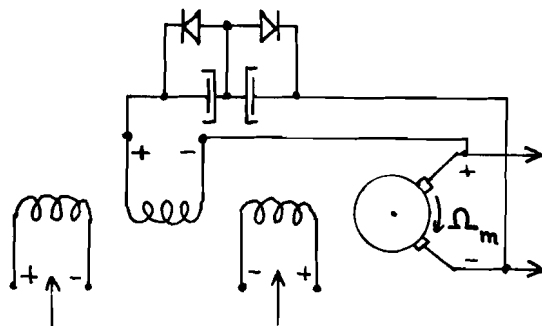


fig. 19

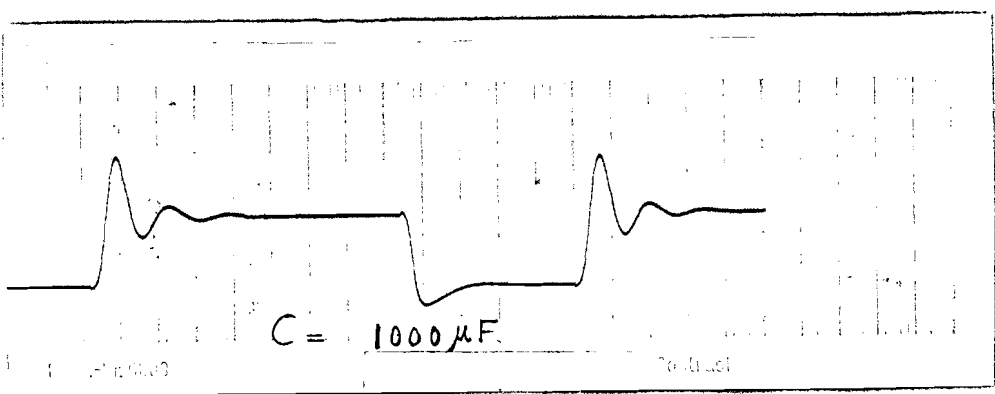
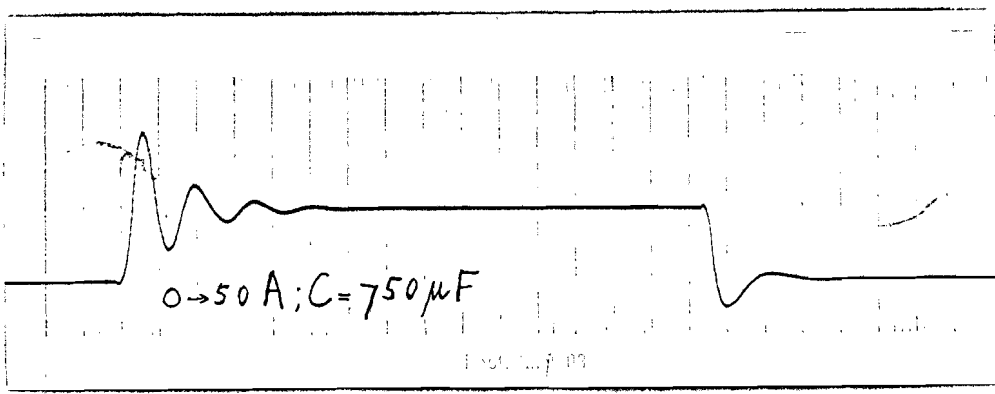
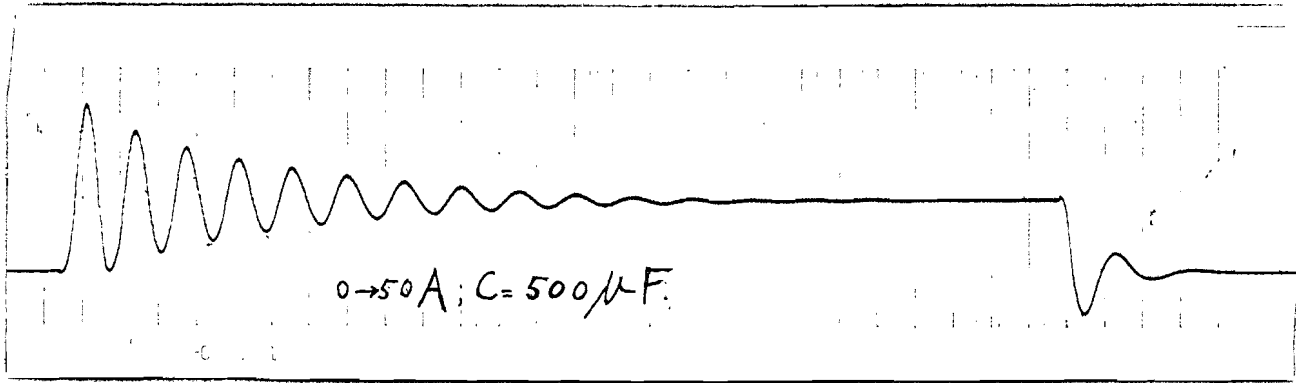
polariteiten tegengesteld en overbrugd door diodes.

De weerstand van het R-C-netwerk wordt gevormd door de weerstand van de wikkeling. De tijdconstante van de wikkeling is klein ten opzichte van de tijdconstante van het R-C-netwerk, zodat de invloed

van de zelfinductie mag worden verwaarloosd. De waarde van de beide condensatoren is opgevoerd tot $2000 \mu\text{F}$, zodat er effectief $1000 \mu\text{F}$ in de terugkoppeling werkzaam is. Tesaamen met de weerstand van de wikkeling (200Ω) kan dus een tijdconstante van 200 msec behaald worden. De waarde van K_5 kan nu worden opgevoerd tot $0,041$ en het systeem blijft goed stabiel. Het overgangsverschijnsel is in fig. 20 gegeven. Er is echter nog steeds een verschil tussen een sprong van $0 \rightarrow 50 \text{ A}$ en van $50 \rightarrow 0 \text{ A}$. De niet-lineairiteiten van de sensidyne zijn nog duidelijk merkbaar. Als de gewenste waarde langzaam naar nul wordt geregeld dan blijft er aan remanentie over: 2 A als vanaf de ene zijde de oorsprong wordt genaderd en 0 A als vanaf de andere zijde wordt genaderd. De fout in de stroom bij veranderingen

Figuur 20.

De reactie van de lader op een verandering van de
 stroom in de bron $B(s)$, voor verschillende waarden van de
 stabilisatiecondensator C .



Horizontaal: 10 μs/cm
 Verticaal: 5 V/cm
 $E_0 = 0,012$ V/A



van het toerental van de remdynamo bij met maximale versnelling aanzetten of afremmen, bedraagt 4 A ongeacht of voor de gewenste waarde 80 A of 0 A wordt genomen. Er treedt wel een soort ruis op in de stroom. Als de remdynamo met constant toerental draait, dan varieert de stroom met een amplitude van ± 2 A op de ingestelde waarde. Deze variaties worden toegeschreven aan veranderingen van de borstelovergangsweerstand in het anker-circuit.

Als wordt geprobeerd het regelsysteem te simuleren met behulp van de analoge rekenmachine dan zijn de resultaten teleurstellend. Het toegepaste blokschema is in fig. 21. gegeven.

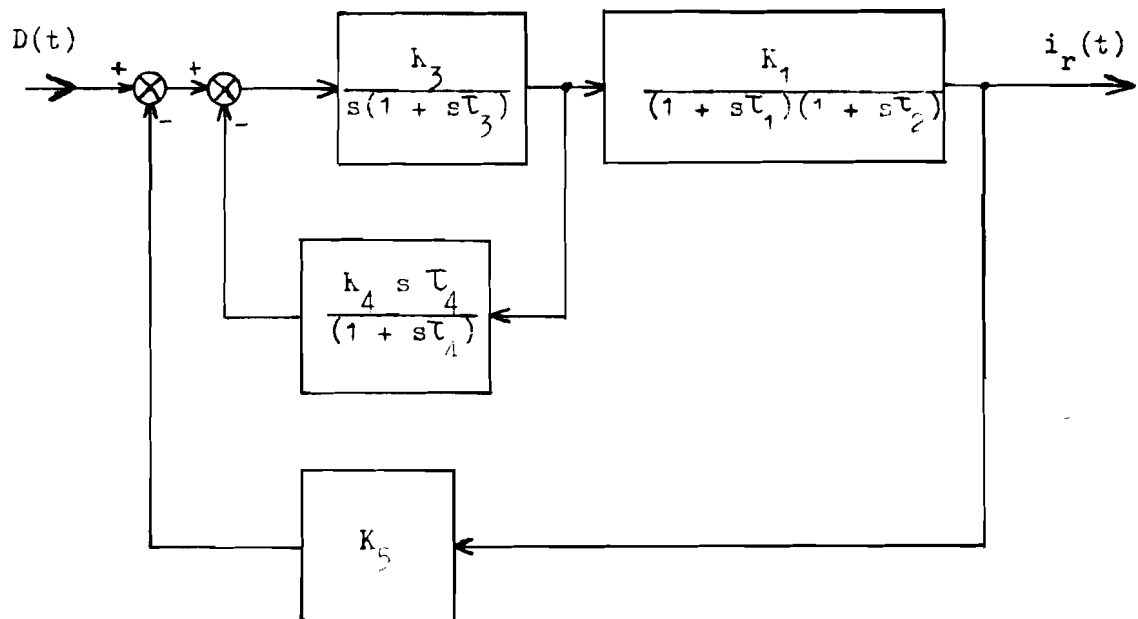


Fig.21.

De coëfficiënten K_5 en K_1 zijn met voldoende zekerheid bekend, evenals de tijdconstante τ_1 en τ_2 . Metingen aan de regelaar (sensidyne) tonen aan dat de tijdconstante τ_3 en de versterkingsfactoren K_3 en K_4 sterk afhangen van de grootten van ingang- en uitgangssignaal van de regelaar. De waarde van τ_4 wordt bepaald door de grootte van de condensator en door de weerstand van de wikkeling en is dus redelijk nauwkeurig bekend. Voor K_3 en K_4 zijn genomen de waarden 1700 resp. 42/1700 met $\tau_3 = 0,100$ sec. Deze waarden gelden echter voor een bepaalde grootte van deingangsspanning en zelfs nog voor een bepaalde vorm van deingangsspanning n.l. een sprongfunctie.



Als er in plaats van $\tau_3 = 0,1$ $\tau_3 = 0,02$ in de simulator genomen wordt is de overeenkomst beter, doch de grootheden K_3 K_4 en τ_3 zijn niet zo in te stellen dat er goede overeenstemming is.

(zie fig. 22.)

De conclusie die hieraan verbonden kan worden is dat de overdrachtsfunctie van de sensidyne slechts gebrekkig te beschrijven is met de lineaire functie $\frac{K}{s(1 + s \tau)}$. De niet lineairiteiten zijn zeer groot. Als ingangsspanning en uitgangsspanning klein zijn, dan is de versterking, waarschijnlijk tengevolge van de niet constante borstelovergangsweerstand en hysteresis zeer klein. Bij grotere uitgangsspanning is er een stoorspanning die terugwerkt op de ingang en bij grote ingangsspanning gaat de versterking weer afnemen waarschijnlijk omdat wervelstromen dan een steeds belangrijker rol gaan spelen; immers de uitgangsspanning stijgt dan zeer snel. De metingen die hier aan de sensidyne zijn gedaan zijn klaarblijkelijk te weinig gericht op het bepalen van de niet lineairiteiten. Uit de reactie op een sprongfunctie is vaak niet te beslissen of een bepaald verloop wordt veroorzaakt door een grote tijdconstante of door een versterkingsfaktor die verandert tijdens het overgangsverschijnsel.

7. De keuze van de plaats van de stabilisatie terugkoppeling.

Bij het hier gerealiseerde systeem was de plaats van de terugkoppeling min of meer door de omstandigheden bepaald. Er was nog een wikkeling ter beschikking. Met deze wikkeling is alleen een terugkoppeling vanaf de uitgang van de sensidyne te realiseren. Men wil immers met een R.C. combinatie het differentiërende netwerk vormen en de wikkeling is hoogohmig.

De vraag kan nu worden gesteld of het niet gunstiger is een terugkoppeling vanaf de uitgang van het systeem aan te brengen voor de stabilisatie. Getracht is hieromtrent een principiële uitspraak te doen.

Het regelsysteem is met behulp van overdrachtsfuncties in een blok-schema weergegeven in fig. 23.

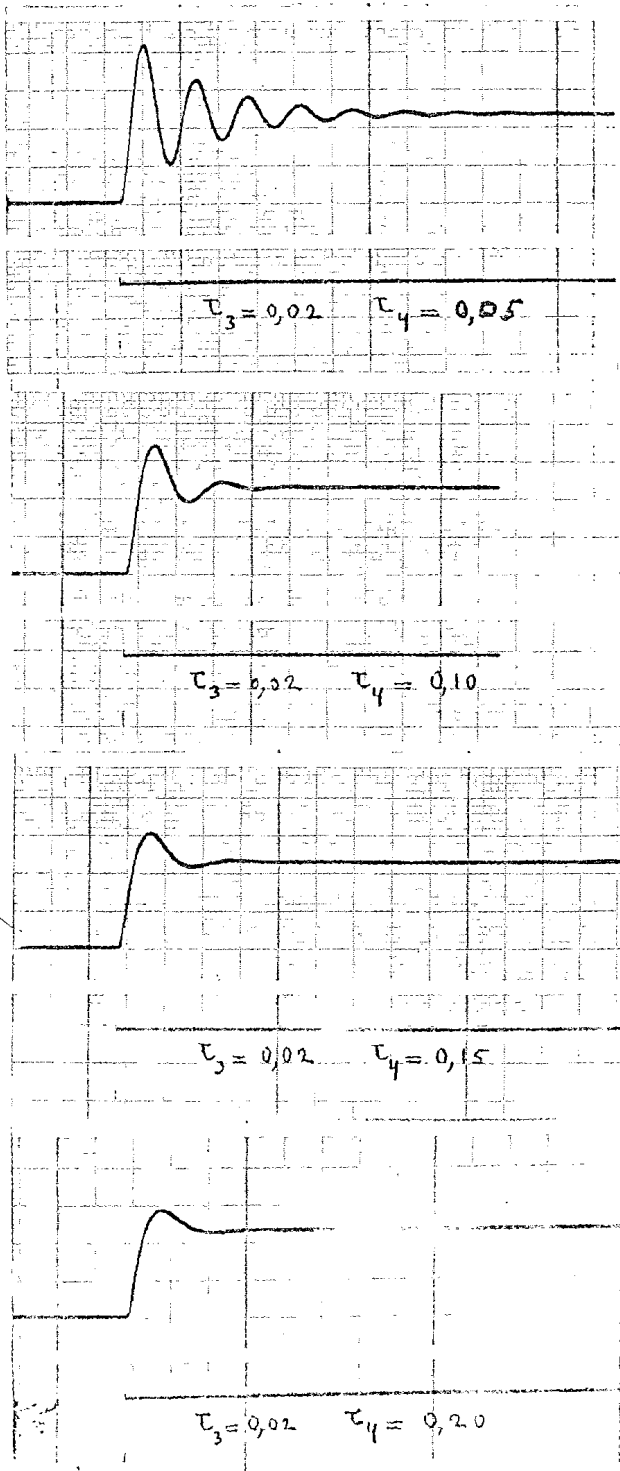
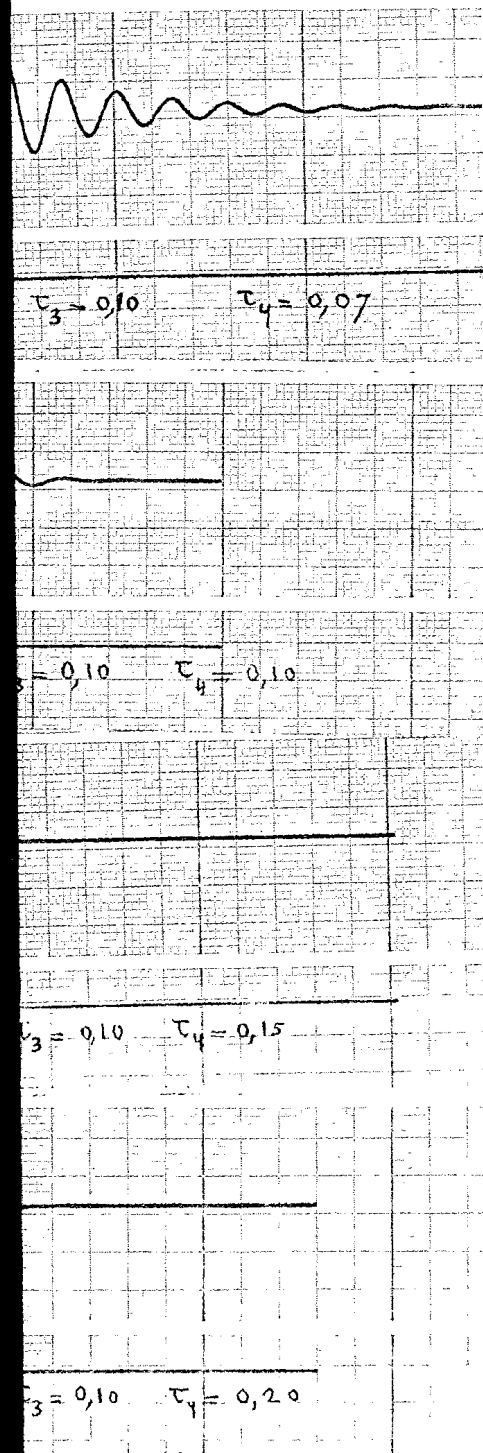
om op een sprongfunctie van de
met de resultaten van de simulator.

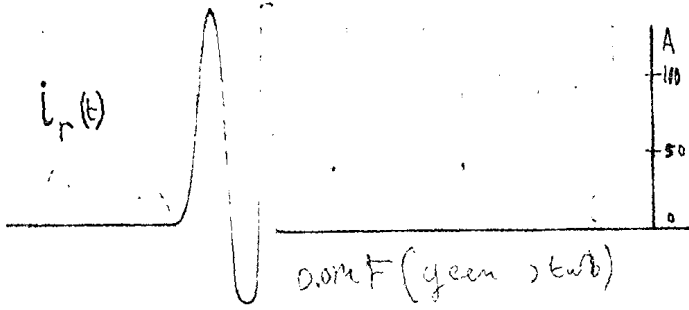
rapport nr. EM65-3

Figuur 22. blz. 83

snelheid: 10 mm/sec.

aal : 5 A/mm



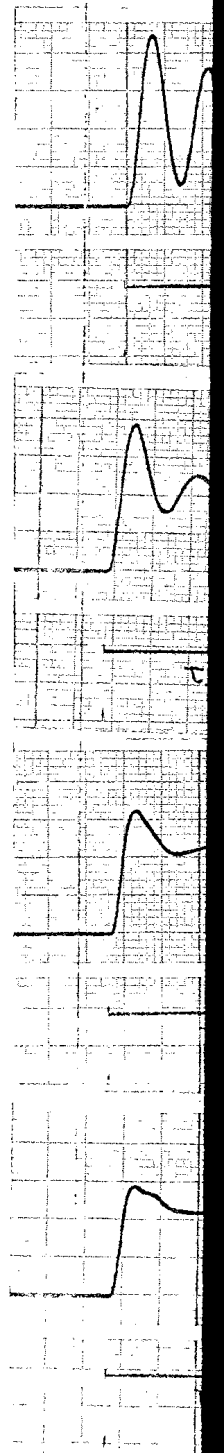
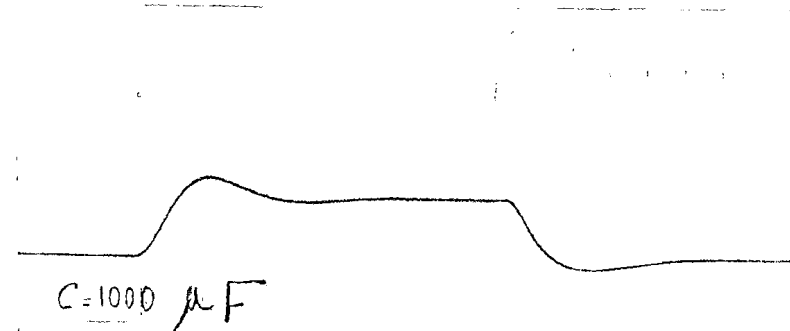
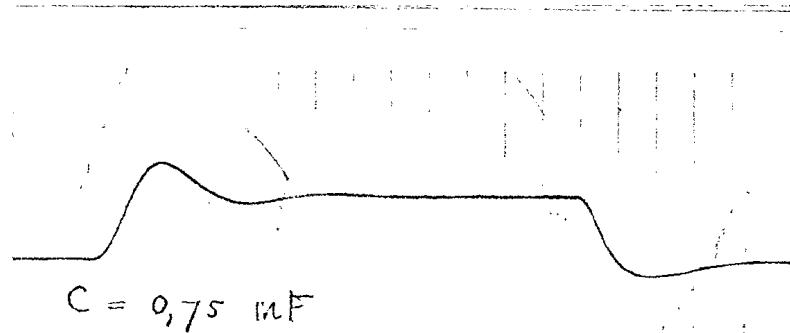
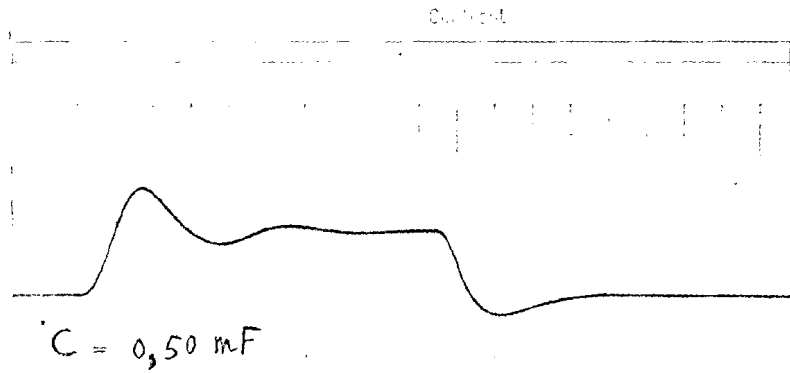
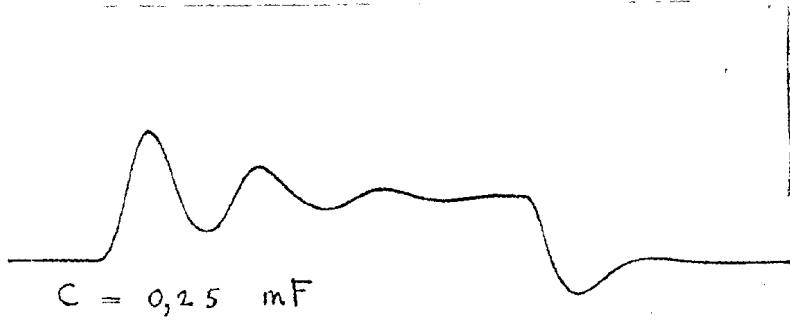


De responsie van de ankerstro
ingestelde waarde, vergeleken

$$K_5 = 0,0113 \text{ V/A.}$$

Papier

Vertic



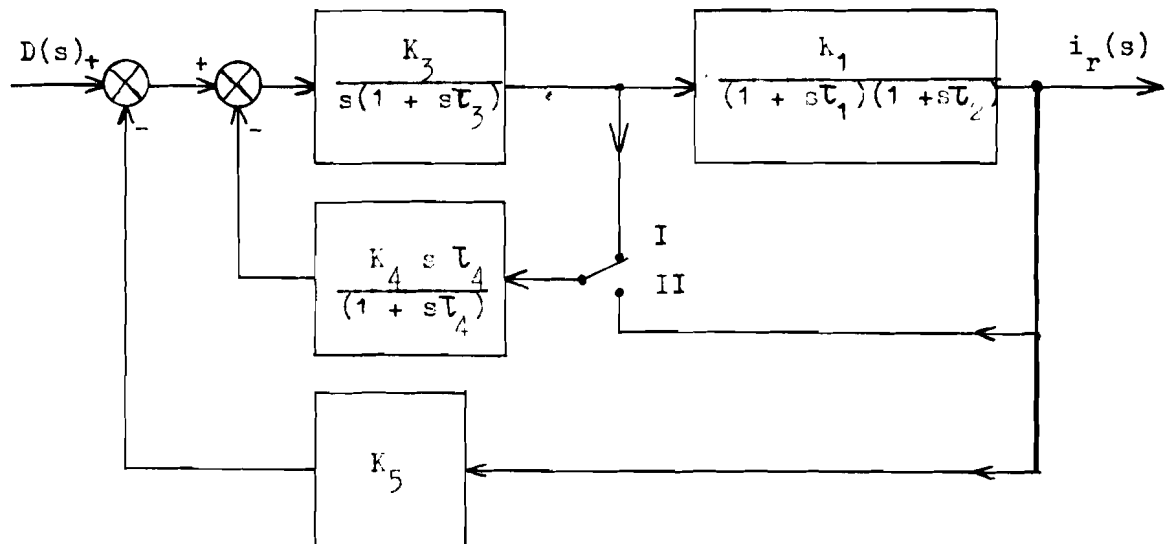


Fig. 23.

Het stabilisatienetwerk bepaald door K_4 en τ_4 kan óf achter de sensidyne óf aan de ankerstroom i_r worden aangesloten. Met de schakelaar in stand I wordt de overdrachtsfunctie van het gehele systeem:

$$\mu = \frac{K_1 K_3 (1 + s \tau_4)}{s(1 + s \tau_1)(1 + s \tau_2)(1 + s \tau_3)(1 + s \tau_4) + K_1 K_3 K_5 (1 + s \tau_4) + K_3 K_4 s \tau_4 (1 + s \tau_1)(1 + s \tau_2)}$$

Met de schakelaar in stand II:

$$\mu = \frac{K_1 K_3 (1 + s \tau_4)}{s(1 + s \tau_1)(1 + s \tau_2)(1 + s \tau_3)(1 + s \tau_4) + K_1 K_3 K_5 (1 + s \tau_4) + K_1 K_3 K_4 s \tau_4}$$

Als $K_4 = 0$ vervalt de overdrachtsfunctie tot de orde zonder stabilisatie. Bij veranderen van K_4 is uit laatste term van de noemer te zien welke coëfficiënten van s worden beïnvloed. Met de schakelaar in stand II wordt alleen de coëfficiënt van s^1 veranderd doch met de schakelaar in stand I worden bovendien de coëfficiënten van s^2 en s^3 veranderd.

Aan de plaats van de polen in het s -vlak is te zien hoe het regelsysteem zich gedraagt. Het is dus interessant te weten hoe de polen zich verplaatsen bij variatie van K_5 , K_4 en τ_4 . Om de invloed van niet lineairiteiten te beoordelen zou ook de invloed



van een variatie van K_3 en τ_3 op de plaats van de polen beoordeeld moeten worden.

Analytisch is het niet mogelijk een overzicht te krijgen van het polen-beeld. De enige oplossing is een groot aantal waarden voor de coëfficiënten K_5 , K_4 enz. invullen en de wortels van de noemer bepalen met behulp van de digitale rekenmachine. Men kan zich dan een indruk vormen van de baan die wortels in het complexe vlak beschrijven bij variatie van een coëfficiënt.

Om enig inzicht te krijgen en om enige richtwaarden voor K_5 , K_4 , τ_4 te bepalen is het systeem met behulp van de analoge rekenmachine gesimuleerd.

De faktor $K_1 K_3 K_5$ is nog steeds bepalend voor de regelnauwkeurigheid van het systeem. De procedure die op de analoge rekenmachine (simulator) is toegepast omvat eerst K_5 opvoeren tot de grens van stabiliteit is bereikt; daarna K_4 en τ_4 veranderen tot het systeem weer stabiel is. Dan K_5 weer opvoeren tot op de grens van stabiliteit en vervolgens K_4 en τ_4 instellen tot stabiliteit weer bereikt is, enz.

Het blijkt dat bij steeds opvoeren van K_4 en τ_4 er een 2e soort instabiliteit optreedt. Het systeem kan toenemende slingering gaan vertonen doordat de rondgaande versterking via het stabilisatienetwerk te groot is. In het s-vlak is de situatie zo te maken dat bij verkleining van K_4 het ene paar wortels de imaginaire as overschrijdt en bij verhoging van K_4 het andere paar. Dit betekent dat dan het maximum bereikbare met dit soort stabilisatie behaald is. Het blijkt nu dat met de schakelaar in stand I de faktor K_5 hoger opgevoerd kan worden dan in het andere geval. De conclusie kan dus zijn dat bij overigens vrije keuze van K_4 en τ_4 een terugkoppeling van achter de sensidyne meer mogelijkheden biedt.

Er was nog een typisch verschil op te merken tussen beide gevallen. In stand I was de invloed van K_4 en τ_4 ongeveer gelijkwaardig d.w.z. in een klein gebied had de variatie van K_4 ongeveer dezelfde invloed als τ_4 . In stand II gaf het opvoeren van K_4 heel snel aanleiding tot instabiliteit (2e soort). Het systeem kon weer stabiel worden gemaakt door τ_4 te verkleinen. In werkelijkheid zou men dus tegelijk K_4 zeer groot en τ_4 zeer klein moeten maken om het stabilisatienetwerk te kunnen gebruiken.



Het verhogen van de orde van het systeem door gebruik van het stabilisatienetwerk, is in geval II kennelijk van grotere invloed dan in geval I.

Voor de berekening met de digitale rekenmachine zijn trajecten voor de coëfficiënten vastgesteld. De ondergrens is zo gekozen dat de polen nog dicht bij de reële as liggen; de bovengrens is zo gekozen dat alle polen dan in het rechter halfvlak liggen.

Het overzicht is in tabel IV gegeven.

Tabel IV.

Geval I	Geval II	Geval I	Geval II
$K_1 = 9,1$	$K_1 = 9,1$	$\tau_1 = 0,770$	$\tau_1 = 0,770$
—	—	$\tau_2 = 0,020$	$\tau_2 = 0,020$
—	—	$\tau_3 = 0,030 \dots 0,150$	$\tau_3 = 0,030 \dots 0,150$
$K_3 K_4 = 1 \dots 100$	$K_3 K_4 = 1 \dots 30$	$\tau_4 = 0,100 \dots 0,500$	$\tau_4 = 0,005 \dots 0,050$
$K_3 K_5 = 0,9 \dots 100$	$K_3 K_5 = 0,4 \dots 8$	—	—

Omdat K_3 altijd voorkomt in combinatie met K_4 of K_5 is het niet noodzakelijk voor K_3 een aparte lopende coëfficiënt te kiezen. Met een gelijktijdige variatie van K_4 en K_5 is een verandering van K_3 te beschrijven. Evenals de variatie van τ_3 is de variatie van K_3 van belang om enigszins de invloed van de niet lineairiteit van de sensidyne te beoordelen.

De resultaten van de digitale rekenmachine zullen als bijlage bij het verslag verschijnen.

8. Geraadpleegde literatuur.

-John G. Truxall; Automatic Feedback Controlsystem Synthesis
(uitgever: McGraw-Hill Book Company, inc. New York 1955)

THE EC 5509 bse

-Winfried Oppelt; Kleines Handbuch Technischer Regelvorgänge.
derde druk;

(Wurzelortverfahren: blz.346-356)

(uitgever: Verlag Chemie gmbh Weinheim/bergstr. 1960) DG 5601 bse.



Hoofdstuk IV.

DE STURING VAN HET REGELSYSTEEM.

1. Inleiding.

Aan de stuurwikkeling van de sensidyne moet nu een spanning worden toegevoerd die de grootte van de gewenste waarde van de stroom i_r aangeeft. Deze waarde bestaat uit een term die de loopweerstand van de tram voorstelt en een term die de helling moet simuleren. De loopweerstand van de tram is afhankelijk van de snelheid en wordt hier opgebouwd uit een term evenredig met het kwadraat van de snelheid en een constante term. De loopweerstand is een kracht die altijd energie opneemt; het teken van de kracht wisselt dus wanneer de tram van rijrichting verandert. De helling geeft een kracht onafhankelijk van de rijrichting. Ook hier moet op ieder moment aan de trekkrachtvergelijking voldaan zijn. Er is een trekkracht geleverd door de motoren, er is een loopweerstand met een waarde bepaald door de snelheid en er is een kracht veroorzaakt door de helling. Als deze drie krachten geen evenwicht met elkaar maken, dan wordt het overschot gebruikt voor versnelling of vertraging. Deze „versnellingskracht" is in de trekkrachtvergelijking de variabele term die zich zodanig instelt dat aan de evenwichtsvoorwaarde wordt voldaan. Als de tram rijdt, moet de gewenste waarde van de stroom dus de algebraïsche som van loopweerstand en kracht ten gevolge van de helling zijn. De overige krachten worden geleverd door de tractiemotoren en de vliegwielen.

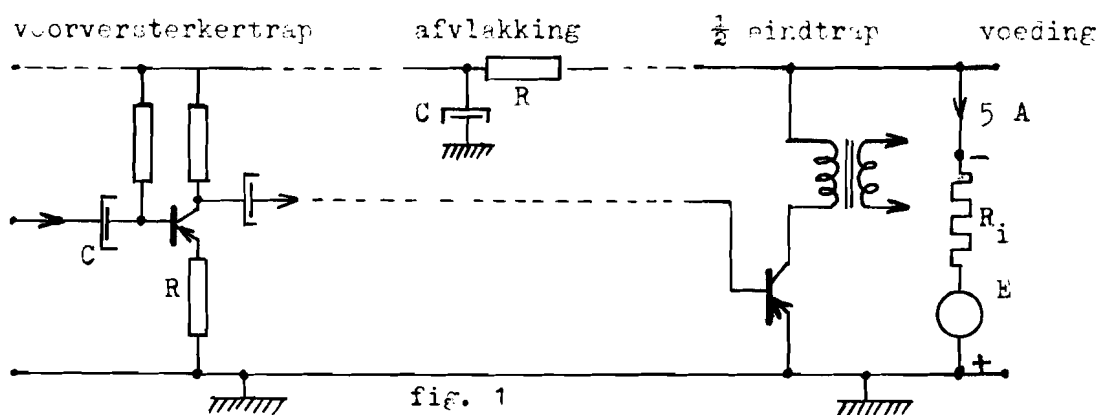
Als de tram blijft stilstaan doet zich de situatie voor dat de loopweerstand een meerwaardige functie is. Er is dan geen „versnellingskracht"; Het ^{(stand} krachtenevenwicht ontstaat nu tussen de trekkracht, de helling en de loopweerstand. Het is nu de loopweerstand die als variabele kracht optreedt, en zich zo instelt, dat aan de trekkrachtvergelijking is voldaan.

De toegepaste schakeling bepaalt nu de waarde van de wrijvingskracht uit de waarde van een tachometergeneratorspanning, die de snelheid en rijrichting van de tram vertegenwoordigt. De grootte van de helling wordt met behulp van een potentiometer ingesteld.

De binnenkomende informatie, onttrokken aan de tachometerspanning en de stand van de draaiknop, die de grootte van de helling aangeeft, wordt verwerkt tot een gelijkspanning die in grootte en polariteit de gewenste waarde van de ankerstroom bepaalt. Hoe men tot de toepassing van diverse elektronische schakelingen gekomen is, wordt in de volgende paragrafen uiteengezet.

Voor de grotere stromen is de draaddoorsnede eveneens 2 maal zo groot genomen. Ruwweg geschat is dus het vermogen 4 maal zo groot dus 80 W geworden. In de drie voorversterkertrappen zijn equivalente typen transistoren toegepast en de overige componenten zijn aangepast aan de hogere voedingsspanning.

Het behouden van de stabiliteit ondanks een groot aantal parasitaire terugkoppelingen vraagt bij een versterker met een groot aantal trappen enige aandacht. Indien de voedingsspanning geleverd wordt door een bron met enige inwendige weerstand, dan zal de voedingsspanning enigszins dalen als er b.v. aan de eindtrap stroom wordt geleverd. Deze daling wordt doorgegeven aan de voorversterkertrappen en daar zijn veel paden waarlangs deze fractie van het uitgangssignaal kan doordringen naar signaaldragende lijnen in de versterker; b.v. via een gelijkspanningsinstelweerstand naar de basis van een transistor of via een collectorweerstand naar een collector. Op deze wijze kan gemakkelijk oscilleren optreden. (zie fig. 1). De voeding van de voorversterkertrappen wordt daarom altijd geleid via een eenvoudig afvlakfilter om de terugkoppeling zo gering mogelijk te maken. Voor lage frequenties is het filter niet effectief; als bovendien de versterking van de versterker voor deze lage frequenties nog groot is, namelijk zo groot dat de totale rondgaande versterking meer dan 1 is, dan kan de versterker gaan oscilleren. De dimensionering van de afvlakfilters en de grootte van de koppelcondensatoren tussen de verschillende trappen, die de versterkingsfactor voor lage frequenties bepalen, zijn van elkaar afhankelijk. Wil men lagefrequenties versterken, dan moeten grote koppelcondensatoren gebruikt worden. Er moeten dan ook hogere eisen aan het afvlakfilter gesteld worden om de stabiliteit te bewaren.





2. De versterker.

De regelwikkeling van de sensidyne vraagt een vermogen van 72 W voor volle uitsturing n.l. 0,6 A in 200Ω . De stuurschakeling moet dus een versterker bevatten die dit vermogen kan leveren. Omdat dit vermogen betrekkelijk groot is voor de gangbare transistoren is gebruik gemaakt van een klasse B balansschakeling voor de eindtrap van de versterker. Het rendement van deze schakeling is hoog zodat er niet continu veel dissipatie optreedt in de eindtrappen. Om de aanpassing tussen de verschillende trappen gemakkelijk te maken is de versterker als wisselspanningsversterker uitgevoerd. De uitgangsspanning wordt gelijkgericht en de verkregen gelijkspanning wordt met de goede polariteit overgegeven naar de regelwikkeling van de sensidyne. De polariteit van de spanning moet worden bepaald aan de hand van de fase van de uitgangsspanning. Er is dus een aparte fasegevoelige schakeling toegevoegd om de informatie die bij gelijkrichting verloren is gegaan, weer aan de gelijkspanning toe te voegen.

Alle gelijkspanningen worden dus gecodeerd in wisselspanningen waarbij de amplitude van de wisselspanning evenredig is met de grootte van de gelijkspanning en waarbij de fase van de wisselspanning overeenkomt met de polariteit van de gelijkspanning. Voor de spanningsvorm van de wisselspanning is de kanteelvorm gekozen. Deze is gunstig voor de verhouding tussen de maximale momentele spanning en de effectieve waarde van de spanning. Bij een gegeven voedingsspanning van de eindtrappen kan dus bij deze spanningsvorm het grootste vermogen worden afgegeven. (de vormfactor=1)

Het schakelschema van de versterker is in grote lijnen ontleend aan één van de boekjes „Schaltbeispiele“ van Siemens. Een versterker oorspronkelijk ontworpen voor een vermogen van 20 W bij 14V voedingsspanning is in zijn componenten aangepast aan de verkrijgbare onderdelen in het magazijn en aan het gevraagde vermogen van 72 W. De eindtrap, de klasse B balansschakeling moest hiervoor de grootste verandering ondergaan. De voedingsspanning is verhoogd tot 30 V. Er is gebruik gemaakt van transistoren die een hogere maximale spanning kunnen verdragen en die tegelijkertijd een hogere stroomversterkingsfactor hebben dan de typen die in het oorspronkelijke ontwerp gebruikt zijn. Voor de hogere spanning is de kerndoorsnede van de uitgangstransformator 2 keer zo groot gekozen.



De keuze van de frequentie van de kanteelspanning is een compromis. Men tracht de frequentie laag te kiezen om de verhouding tussen de periodetijd en de stijgtijd, die wordt bepaald door de bandbreedte van de versterker, groot te maken. Aan de andere zijde is de versterkingsfactor van de versterker voor lage frequenties ook klein zodat de kanteelvorm scheef wordt. Naarmate de periodetijd langer is zal de spanningsdaling groter zijn. De frequentie is ongeveer 200 Hz. gekozen zodat de spanningsdaling ongeveer 10 % en de verhouding tussen periodetijd en stijgtijd ongeveer 1 : 20 is.

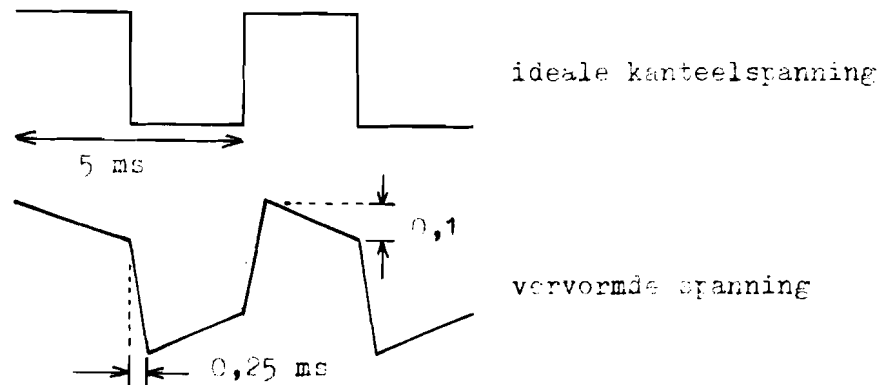


fig. 2 : De vervorming van de kanteelspanning door de beperkte bandbreedte van de versterker.

De gevoeligheid van de versterker is zeer hoog. Een ingangsspanning van 10 mV eff. is voldoende om het maximaal toegestaan vermogen in de wikkeling van de sensidyne te sturen. De versterker is daarom goed bruikbaar voor het optellen van spanningen zoals de spanning die de helling aangeeft en de spanning die de constante term van de wrijving geeft. (zie fig. 3). Voor het volledige schema van de versterker wordt verwezen naar biz. 114.

De benodigde kanteelvormige spanning wordt opgewekt door een multivibrator. Behalve de spanning met positieve fase is dan ook de spanning met negatieve fase ter beschikking.

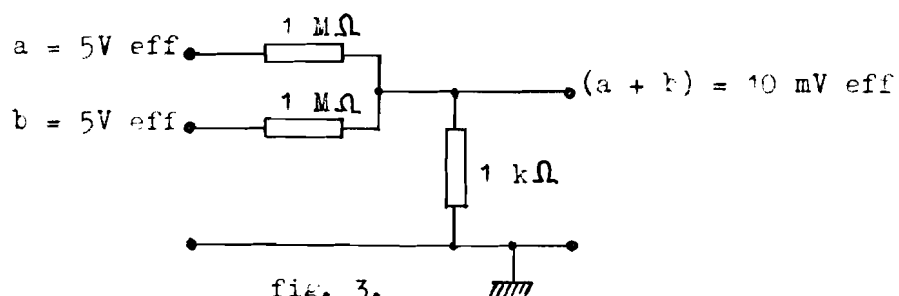


fig. 3.

3. De fase-gevoelige-schakeling

De fasegevoelige schakeling moet constateren of de uitgangsspanning van de versterker in fase of in tegen-fase is met een referentiespanning. De spanning van één van de collectors van de eindtrap wordt toegevoerd aan een versterker die deze spanning nogmaals een groot aantal keren versterkt. (zie fig. 4)

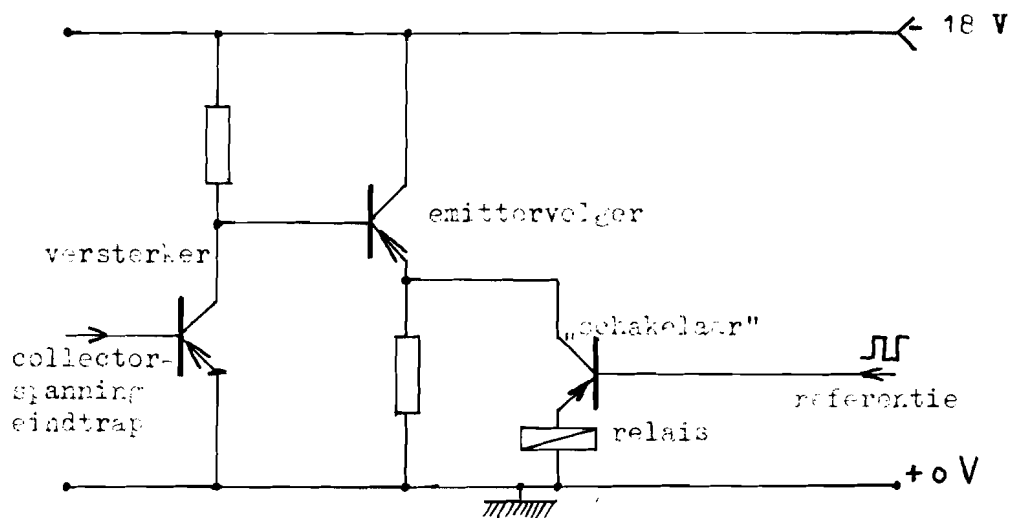


fig. 4.

De uitgangsspanning van deze extra versterkertrap kan echter niet lager dan -18 V en niet hoger dan 0 V worden. De amplitude van de spanning kan dus niet groter dan 18 V t-t worden. Reeds bij een collectorspanning van $0,2\text{ V}$ t-t is er een kanteelvormige spanning van 18 V t-t ter beschikking, die de fase van de uitgangsspanning aangeeft.

Deze spanning wordt naar een emittervolger gevoerd die zonodig voldoende energie kan leveren om een relais te doen aantrekken. Op de uitgang van de emittervolger is namelijk een relais in serie met een transistor aangesloten. De transistor functioneert als een schakelaar die met een frequentie van 200 Hz het circuit opent en sluit afhankelijk van een referentiespanning die van de multivibrator is afgenomen. Als de periode waarin de schakelaar gesloten is samenvalt met de periode waarin de spanning van de emittervolger -18 V is, dan zal het relais aantrekken. Als de schakelaar het circuit sluit gedurende de tijd dat de spanning van de emittervolger nul is aantrekt het relais niet aan.

Op deze wijze is de fase van het uitgangssignaal bepaald. De informatie wordt in de vorm van schakelhandelingen doorgegeven



naar de plaatsen waar zij nodig is. Voor het volledige schema wordt verwezen naar blz. 116.

4. De rijrichtings-detector.

Om het teken van de loopweerstand steeds zo te kunnen kiezen dat er energie wordt opgenomen moet de rijrichting bekend zijn. Uit de polariteit van de spanning van de tachogenerator kan deze informatie worden verkregen. Ook moet worden bepaald of de wielen draaien of niet, want juist bij stilstand is de loopweerstand een meerwaardige functie.

Er moeten dus nu drie toestanden worden onderscheiden; namelijk vooruit, achteruit en stilstand. Met één relais kunnen 2 toestanden worden aangeduid. Om dus hier 3 toestanden aan te geven zijn twee relais nodig. (In principe kunnen dan 4 toestanden worden aangegeven doch hiervan worden er slechts 3 gebruikt). De codering is nu zodanig dat 2 relais aangetrokken stilstand betekent; valt één relais af dan „rijdt de tram vooruit of achteruit”. De gebruikte schakeling is in fig. 5 aangegeven. Als de tachogeneratorspanning nul is, dan vloeit er geen stroom door de transistor en de collectorspanning is hoog.

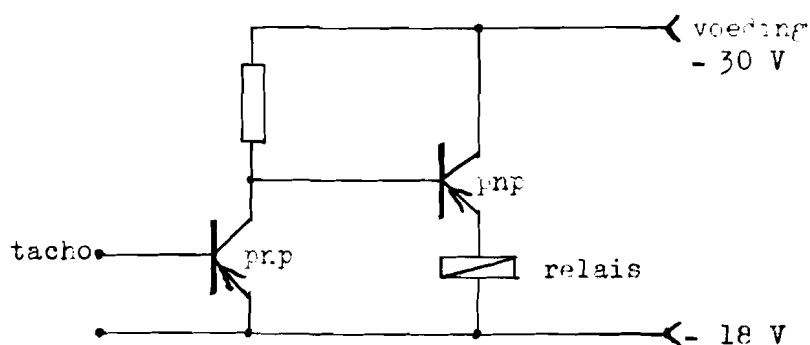


fig. 5.

Deze spanning wordt via de emittervolger doorgegeven aan het relais dat daardoor aantrekt. Wordt de spanning van de tachogenerator positief dan treedt er geen verandering op; wordt de spanning echter negatief, dan gaat er door de ingegstransistor stroom vloeien; de collectorspanning daalt en de spanning op het relais wordt laag waardoor het afvalt. Op deze wijze kan één polariteit, die overeenkomt met b.v. „vooruit rijden” worden gedetecteerd.



Voor het constateren van „achteruit rijden" moet nu de duale schakeling worden toegepast. Dit betekent het gebruik van npn transistoren in plaats van de meer algemeen gebruikte pnp transistoren. De voedingsspanning moet nu ook de tegengestelde polariteit hebben. (zie fig. 6)

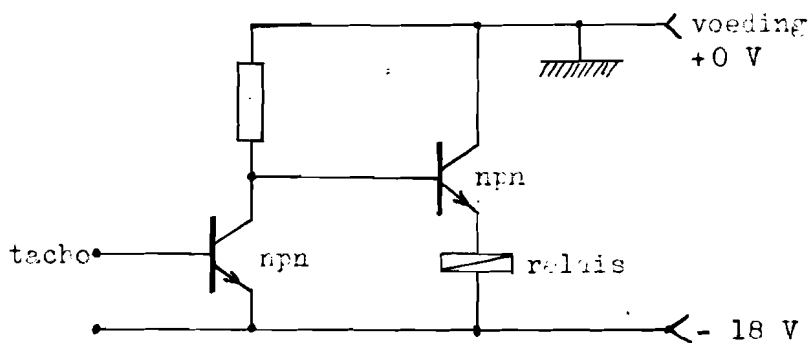


fig. 6.

Er zou dus nu een aparte positieve voedingsspanning nodig zijn om de schakeling te voeden. Er zijn echter reeds de spanningen -18 V en -30 V ten opzichte van aarde aanwezig. De npn-schakeling kan nu worden gevoed door de spanning tussen aarde en -18 V . De pnp-schakeling betreft zijn energie uit de spanning tussen -18 V en -30 V . De tachogenerator heeft nu een spanning van -18 V t.o.v. aarde. Hiermee moet rekening worden gehouden bij het verdere gebruik van de tachometer-spanning.

De schakeling reageert op een spanning van $0,2\text{ V}$ positief of negatief. De tachogenerator geeft een spanning van 75 V bij 3600 omw./min. van de tractiemotor. Bij een spanning van $0,2\text{ V}$ is dus het toerental 96 omw./min. , overeenkomend met een snelheid van $1,6\text{ km/uur}$ tussen kruipsnelheid genoemd kan worden.

De informatie, voeruit, achteruit en stilstand aanwezig in de vorm van afvallen van relais, kan in de vorm van schakelhandelingen verder worden verwerkt. Het volledige schema van de schakeling is op blz. 116 te vinden.

5. Het vormen van een kanteelspanning, in amplitude evenredig met het kwadraat van de snelheid.

Voor het vormen van het kwadraat van een signaal is een Hall-vermenigvuldiger goed bruikbaar. Hier wordt de spanning van de tachogenerator direct gebruikt voor de voeding van de veldwikkeling. De tachospanning wordt bovendien met een chopper tot een kanteelspanning gemaakt, van terkt en als stuurstroom aan de Hall-vermenigvuldiger toegevoerd. De fase van de kanteelspanning die als Hall-spanning verschijnt is onafhankelijk van de polariteit van de tachospanning; immers als de polariteit wisselt, keert zowel de stroom door de veldwikkeling van richting om als de fase van de stuurstroom.

De versterker van de stuurstroom is een klasse B balansstap, met behulp van een transformator aangepast aan de lage inwendige weerstand van de Hall-sonde. De chopper, die de gelijkspanning van de tachogenerator omzet in een kanteelspanning, heeft enige aandacht gevraagd. Twee transistors, waarvoor silicium transistors zijn gekozen omdat een kleine lekstroom vereist is, worden door een spanning van de multivibrator afwisselend

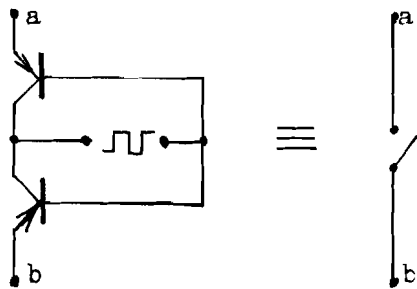


fig. 7

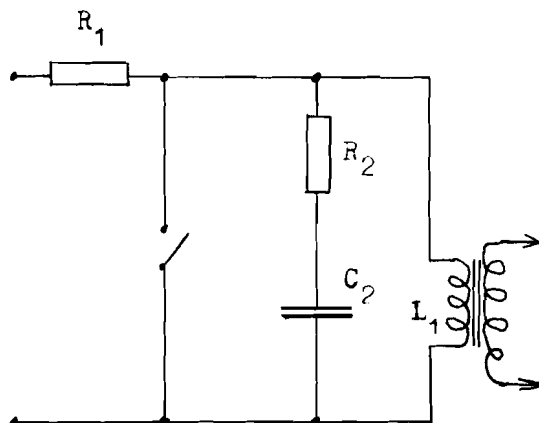


fig. 8

geleidend en sperrend geschakeld.

(zie fig. 7). De chopper functioneert zowel bij positieve als

bij negatieve ingangsspanning.

Als de transistors geleidend

zijn, is de ingangsspanning via

een weerstand kortge loten.

Wanneer de transistors sperrend,

dan kan het signaal via R_1 en

L_1 worden doorgegeven naar de

versterker. (zie fig. 8).

De spoel L_1 , de primaire wikke-

ling van een transformator,

heeft een coëfficiënt van

zelfinductie die zeer groot is,

evenwel niet groot genoeg om

te voorkomen dat de magneti-

seringsstroom over de weerstand

R_1 een aanzienlijke spanningsdaling geeft.

R_1 een aanzienlijke spanningsdaling geeft.

Met andere woorden: de tijdconstante L_1/R_1 is, door de grote waarde van R_1 ($10^6 \Omega$) toch nog in dezelfde orde van grootte als de periodetijd van de kanteelspanning. Om nu de vervorming van de spanning te verminderen zijn R_2 en C_2 aangebracht. (zie fig. 8). De magnetiseringsstroom stijgt steeds vanaf het moment $t = 0$; de stroom door de tak $R_2 C_2$ begint op het moment $t = 0$ met een hoge waarde en daalt daarna steeds. De waarden R_2 en C_2 zijn nu zo gekozen dat de kanteelspanning weer zoveel mogelijk wordt benaderd. (zie fig. 9). De stroom door de weerstand R_1 blijft nu redelijk constant gedurende de halve periode van de wisselspanning. Er is nu alleen verzwakking en nagenoeg geen vervorming van de spanning. Voor de volledige omschakeling wordt verwezen naar blz. 117.

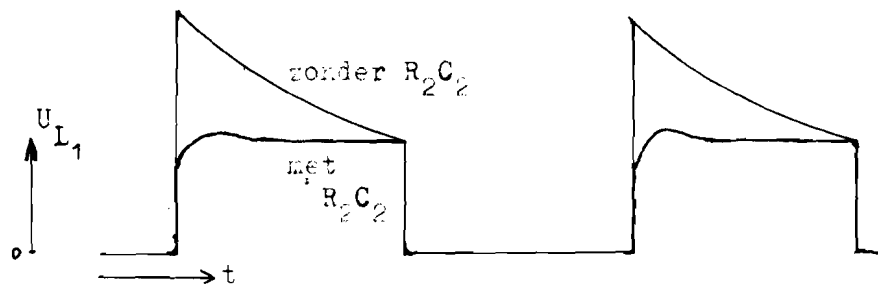


fig. 9 .

6. De verwerking van de informatie uit de rijrichtingsdetector.

De ingangsspanning van de vermogensversterker bestaat uit een wisselspanning die in amplitude en fase respectievelijk de grootte en richting van de loopeerstand aangeeft, en een soortgelijke spanning die de helling aangeeft.

Om nu de verschillende mogelijkheden te overzien wordt één rijrichting positief (vooruit) genoemd. krachten die in deze richting werken worden ook positief genoemd. Met deze aanduiding kan de helling nu positief of negatief genoemd worden overeenkomstig de richting van de kracht door de helling veroorzaakt. De loopeerstand kan nu ook positief of negatief zijn doch de richting is altijd zodanig dat er energie wordt opgenomen.

Noemen we de constante term van de wrijving C_1 en de kwadratische term $C_2 v^2$, dan is de loopeerstand voor positieve rijrichting: $- C_1 - C_2 v^2$ en voor negatieve rijrichting: $+ C_1 + C_2 v^2$.
(v = snelheid)



De helling wordt in grootte ingesteld met behulp van een potentiometer; de richting van de helling wordt gekozen met behulp van een schakelaar.

Voor de ingangsspanning van de versterker kan nu afgezien van de eenheden de volgende uitdrukking worden geschreven:

$$U_i = h - \frac{v}{|v|} \cdot C_1 - \frac{v}{|v|} \cdot C_2 v^2 .$$

waarin:

U_i = de ingangsspanning

h = de helling (positief of negatief)

C_1, C_2 = evenredigheidsconstante (positief)

v = de snelheid (positief of negatief)

$\frac{v}{|v|}$ = de rijrichting.

Voor de snelheid nul is deze uitdrukking niet bruikbaar omdat dan $v/|v|$ niet gedefinieerd is. Bij stilstand is de wrijving in grootte en richting niet eenduidig bepaald. De wrijving past zich, binnen de grenzen $-C_1$ en $+C_1$, aan bij de overige krachten: de trekkracht en de helling. Als dus gelat:

$$|h + T| \leq C_1 \quad \text{met } T = \text{de trekkracht}$$

dan wordt de loopweerstand W_1 exact gelijk aan de som van de overige krachten; W_1 is bij stilstand een meerwaardige functie:

$$W_1 = h + T .$$

Nu er evenwicht is tussen de krachten blijft de tram stilstaan. Als echter geldt:

$$|h + T| > C_1$$

dan kan de loopweerstand niet meer voor het krachten evenwicht zorgen en dan gelat:



$$w_1 = - \frac{h + T}{|h + T|} \cdot C_1 \cdot$$

Er is nu een overschot aan kracht en de tram wordt versneld in de richting $(h + T)/|h + T|$.

In principe moet dus hier de trekkracht T in de beslissing worden betrokken. In werkelijkheid is de trekkracht, zelfs bij de laagst ingestelde stroom door de motoren, veel groter aan de maximale helling. De trekkracht is δ nul, δ heeft een waarde equivalent met een helling tussen 70 ‰ en 200 ‰. Als dus de trekkracht niet nul is, dan heeft de helling geen invloed meer op de beslissing: h is maximaal 50 ‰ en C_1 is ongeveer 7 ‰. Alleen als $T = 0$ moet nog worden beslist of de toestand van stilstand wordt gehandhaafd of dat de tram de helling af zal gaan rijden. Algebraïsch:

als $|h| \ll C_1$ stilstand,

als $|h| > C_1$ rijden in richting $\frac{h}{|h|}$.

Als nu bij de demonstratie-opstelling de loopweerstand bij stilstand tegengesteld aan de helling wordt gekozen, dan is na sommatie door de versterker, aan de fase van de uitgangsspanning te bepalen of $|h| < C_1$ of wel $|h| > C_1$. Als de fase van de uitgangsspanning niet gelijk is aan de fase van h , dan is kennelijk $|h| < C_1$ en dan moet de situatie van stilstand worden gehandhaafd. De uitgangsspanning van de versterker mag dan niet worden doorgegeven naar de sensidyne. Is de fase van de uitgangsspanning wel gelijk aan de fase van h , dan is $|h| > C_1$ en dan moet de uitgangsspanning wel naar de sensidyne worden doorgegeven. De ingangsspanning moet dus zijn:

$$\text{als } v \neq 0 \quad U_i = h - \frac{v}{|v|} \cdot C_1 - \frac{v}{|v|} \cdot C_2 \cdot v^k.$$

$$\text{als } v = 0 \quad U_i = h - \frac{h}{|h|} \cdot C_1 - \frac{h}{|h|} \cdot C_2 \cdot v^2.$$



De uitgang van de vermogensversterker moet worden doorverbonden met de stuurwikkeling van de sensidyne als geldt:

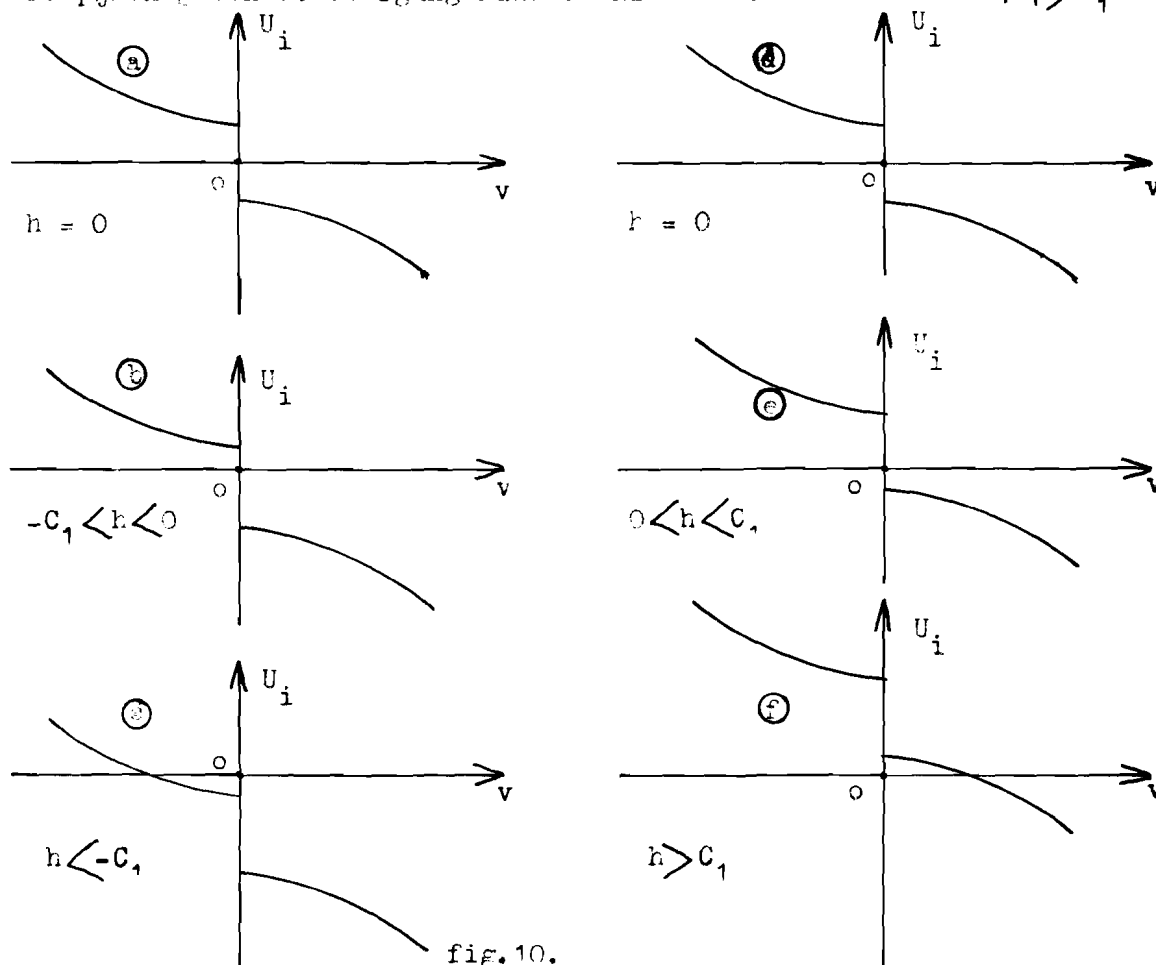
$$v \neq 0$$

en als bij $v = 0$ $\frac{U_i}{|U_i|} = \frac{h}{|h|}$

Onderstaande tabel geeft, afgezien van een overredigheidsfactor, een overzicht van de functies waaraan de gewenste waarde D, die naar de regelwikkeling van de sensidyne wordt gevoerd, moet voldoen. (zie ook fig. 10 a,b,c,d,e,f.).

	$h < -C_1$	$-C_1 < h < +C_1$	$h > +C_1$
vooruit	$h - C_1 - C_2 v^2$	$h - C_1 - C_2 v^2$	$h - C_1 - C_2 v^2$
stilstand	$h + C_1 + C_2 v^2$	0	$h - C_1 - C_2 v^2$
achteruit	$h + C_1 + C_2 v^2$	$h + C_1 + C_2 v^2$	$h + C_1 + C_2 v^2$

De pijlen geven de overgang naar de nieuwe toestand aan als $|h| > C_1$





Om te beslissen of nu de loopweerstand positief of negatief moet zijn, en of de uitgangsspanning nu wel of niet moet worden doorverbonden met de stuurwinding van de sensidyne, wordt gebruikgemaakt van relaïsschakelingen. De variabelen die hier gebruikt worden zijn: V = vooruit; A = achteruit; F = fase van de uitgangsspanning en H = de helling. Deze variabelen hebben de waarde 0 of 1 evenals de functies die met deze variabelen zijn opgesteld. De functies zijn zo te kiezen dat de juiste beslissingen worden gedaan.

De functies kunnen eenvoudig uit de gevraagde voorwaarden worden afgeleid. De loopweerstand is negatief, d.w.z. verbonden met de negatieve fase van de multivibrator, als de tram vooruit en niet achteruit rijdt, of als de tram niet vooruit en niet achteruit rijdt en als de helling positief is. (zie fig. 11)

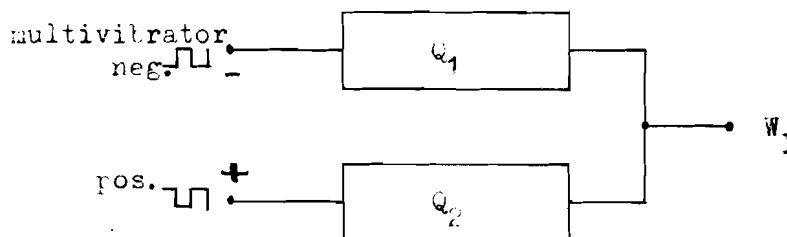


fig. 11

Algebraïsch:

$$Q_1 = V \cdot \bar{A} + \bar{V} \cdot \bar{A} \cdot H$$

Zo volgt ook:

$$Q_2 = \bar{V} \cdot A + \bar{V} \cdot \bar{A} \cdot \bar{H}$$

Een streepje boven de variabele duidt aan dat de inverse moet worden genomen; l.v. V betekent: een contact sluit als de tram vooruit gaat en \bar{V} betekent: een contact verbrukt als de tram vooruit gaat.

Uit Q_1 en Q_2 is de schakeling van de diverse contacten direct af te lezen. Een teken + geeft een parallelschakeling aan; het teken . geeft een serieschakeling aan. (zie fig. 12) De contacten zijn getekend met de waarde 0 voor de variabelen. (rusttoestand)

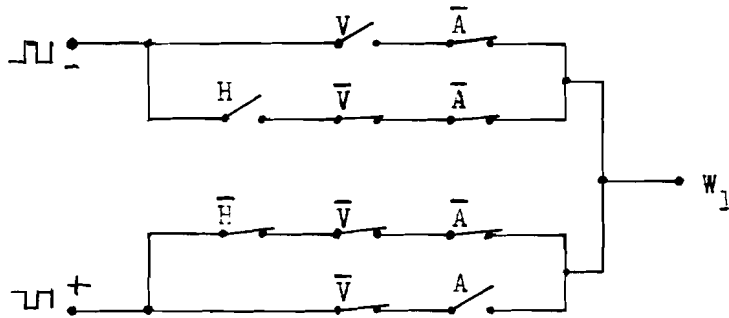


fig. 12

Het schakelschema uit figuur 12 is te vereenvoudigen door contacten van dezelfde variabele samen te nemen. Bij het combineren van een normaal- en een inverteerd contact is er slechts één contact voor nodig. Het resultaat van de vereenvoudiging is in fig. 13 af te lezen.

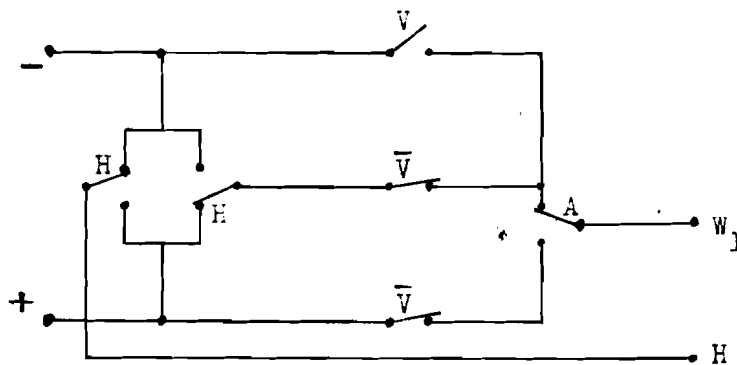


fig. 13

Het punt W_1 uit fig. 13 voedt de potentiometer voor het instellen van de waarde C_1 en geeft een kanteelspanning voor de chopper van de schakeling die term $C_2 v^2$ geeft. De uitgang H voedt een potentiometer waarmee de grootte van de helling wordt ingesteld. Voor het schema van de volledige schakeling wordt verwezen naar blz. 115.

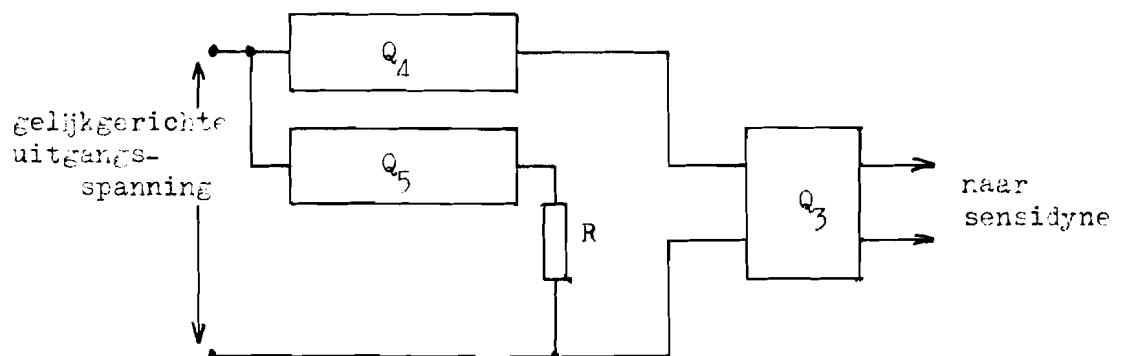


fig. 14.



Voor de beslissing omtrent de uitgangsspanning van de versterker zijn drie functies nodig: (zie fig. 14) Q_3 die de juiste polariteit van de gelijkgerichte uitgangsspanning kiest, Q_4 de functie die beslist of de uitgangsspanning wel of niet wordt doorgegeven naar de sensidyne en Q_5 de functie die zo nodig de uitgang van de versterker op een belastingsweerstand schakelt.

De functie Q_3 is een dubbelzijdige omschakelaar, alleen afhankelijk van de fase F . De functie Q_4 heeft de waarde 1 als de rijrichting of vooruit of achteruit of als bij stilstand de richtingen van helling en fase gelijk zijn. De functie Q_5 heeft de waarde 1 bij stilstand en als de richtingen van helling en fase ongelijk zijn. Algebraïsch:

$$Q_4 = V + A + \bar{V} \cdot \bar{A} \cdot H \cdot F + \bar{V} \cdot \bar{A} \cdot \bar{H} \cdot \bar{F}$$

$$Q_5 = \bar{V} \cdot \bar{A} \cdot \bar{H} \cdot F + \bar{V} \cdot \bar{A} \cdot H \cdot \bar{F}$$

De realisatie van de schakeling kan gebeuren zoals in fig. 15 gegeven doch door combinatie van contacten kan er vereenvoudigd worden tot de schakeling in fig. 16. In bijlage IV is de gelijkspanning die de gewenste waarde van de stroom i_r als functie van de snelheid geeft opgenomen. Het blijkt dat de relaischakeling goed functioneert.

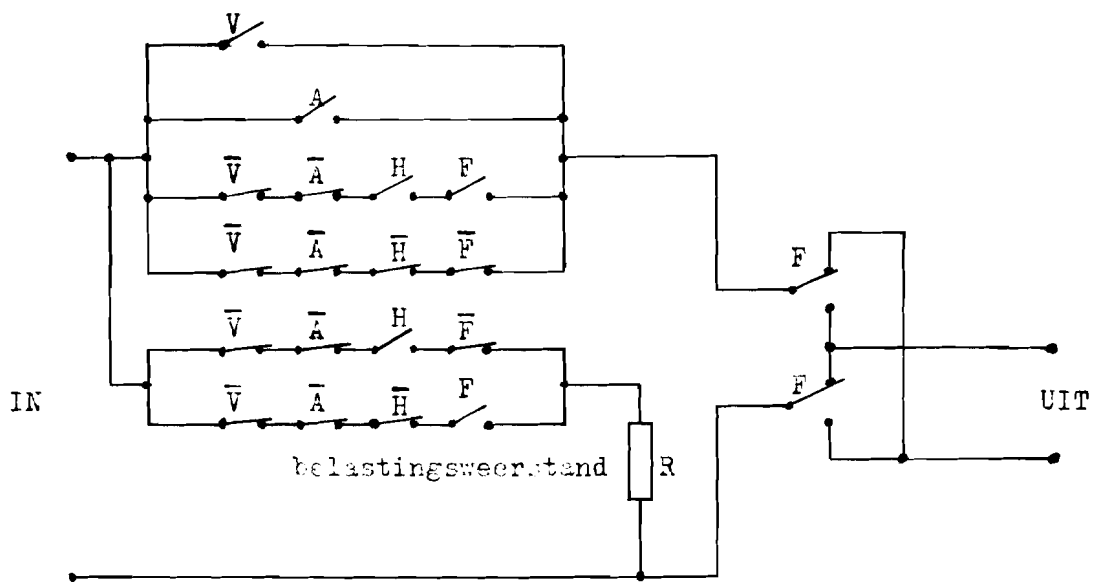


fig. 15

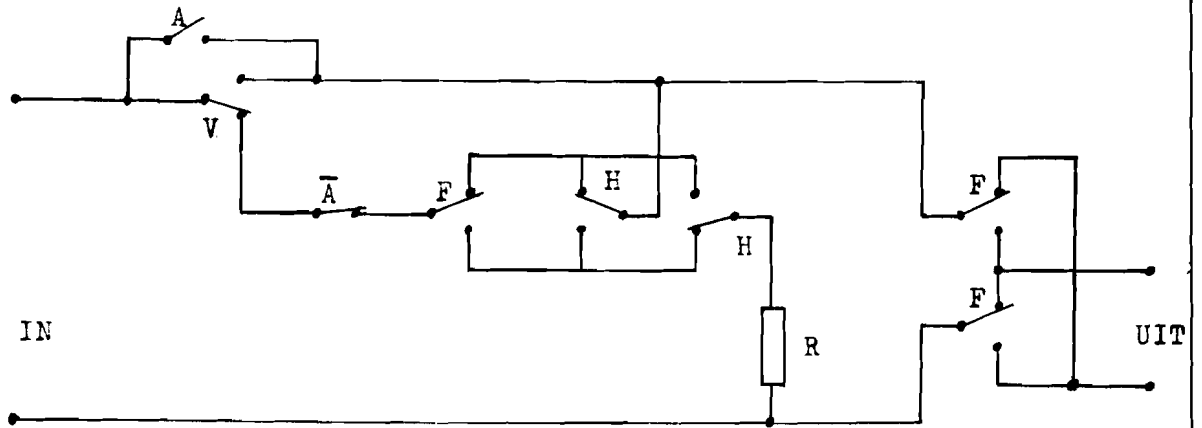


fig. 16 .



SLOTBESCHOUWING

De traagheidskrachten van de tramwagens zijn in het model op ware schaal gesimuleerd met behulp van vliegwielen. De krachten tengevolge van de loopweerstand en een eventuele helling worden opgewekt door een met de wielassen van het onderstel gekoppelde gelijkstroommachine. De hieruit resulterende kracht, die in het algemeen van de rijrichting, de rijnsnelheid en de helling afhangt, wordt met behulp van een regelsysteem op de gewenste waarde gehouden. De door de tractiemotoren geleverde energie wordt met behulp van een Ward-Leonard schakeling teruggevoerd in het draaistroomnet. De stroomregeling van de gelijkstroommachine wordt door middel van een integrerende regelaar verkregen.

De grootte van de helling is variabel; ook de grootte van de termen waaruit de loopweerstand als functie van de snelheid is opgebouwd, is gemakkelijk instelbaar. Daarentegen is door de toepassing van vliegwielen de massa van de tramwagens niet variabel. Het aankoppelen van een bijwagen, het variëren van de belading, en b.v. het doorslaan van de wielen op gladde rails, zijn bij deze opstelling niet te simuleren. Het toerental van de vliegwielen mag in verband met de mechanische belastbaarheid niet hoger zijn dan 3600 omw./min. . Dit komt overeen met een snelheid van 60 km/uur.

Het regelsysteem dat de stroom door de gelijkstroommachine (remdynamo) moet regelen, is goed bruikbaar. Het laat zich echter theoretisch niet goed beschrijven aan de hand van lineaire differentiaalvergelijkingen; vooral de sensidyne is sterk niet-lineair, zodat het moeilijk is het gedrag van het regelsysteem theoretisch te voorspellen. De overslingering van de stroom bij een plotselinge grote verandering van de gewenste waarde - onder normale omstandigheden verandert echter de gewenste waarde nooit sprongvormig - kan tot gevolg hebben dat de beveiliging van de Ward-Leonard generatoren in werking treedt.



Het zou mogelijk zijn de kwaliteit van het regelsysteem in dit opzicht te verbeteren door b.v. een grotere condensatorwaarde voor de stabilisatieterugkoppeling toe te passen. In één geval schiet het vermogen van de Ward-Leonard generatoren tekort. Als de tram namelijk tegen een steile helling oprijdt, kan de stroomsterkte in het ankercircuit hoger worden dan de toegestane 120 A. De beveiliging treedt dan in werking. Men zou dit kunnen vermijden door een weerstand parallel aan de generatoren te schakelen, zodat een deel van de energie die de remdynamo levert, in deze extra weerstand wordt gedissipeerd.

De sturing van de wikkeling van de sensidyne met behulp van een vermogens-transistorversterker voldoet goed. De nauwkeurigheid van de schakeling, die met behulp van een Hall-vermenigvuldiger een spanning evenredig met het kwadraat van de snelheid vormt, is niet groot. Hier zou eventueel verbetering in gebracht kunnen worden, doch het effect hiervan op het gedrag van de opstelling zou nihil zijn. Op de momenten dat er een groot vermogen wordt ontwikkeld, n.l. bij aanzetten en afremmen, zijn de krachten tengevolge van de loopweerstand verwaarloosbaar ten opzichte van de overige krachten. Er zal dus betrekkelijk weinig verschil te constateren zijn als men inplaats van een loopweerstand, opgebouwd uit een constante term en een kwadratische term, een loopweerstand evenredig met de snelheid kiest.

Men kan voor louter demonstratiedoeleinden een weerstandsbelasting op de remdynamo aanbrengen. De schakeling is dan zeer eenvoudig en er zijn geen extra machines nodig. Voor speciale toepassingen en/of metingen kan men evenwel toch heel gemakkelijk het regelsysteem inschakelen om de loopweerstand en de helling in te stellen zoals men wenst, mits men de beperkingen ten aanzien van de stroom en de snelheid in acht neemt.

Het toerental waarbij de centrifugaalbeveiliging uitschakeld, blijkt ondertussen van 3600 omw./min. verlopen te zijn tot 3440 omw./min., overeenkomend met een snelheid van 57 km/u.



Dit toerental kan zonder afbreuk te doen aan de veiligheid weer op 3600 omw./min. worden afgesteld. Met het oog op het bovenstaande strekt het echter wel tot aanbeveling een aanwijsinstrument in het gezichtsveld van de bestuurder te plaatsen, waarop kan worden afgelezen hoe dicht het maximum toerental is genaderd en waarmee een periodieke controle van het uitschakeltoerental mogelijk is.

Bij de aanvang van het beschreven onderzoek werd gedacht aan een oplossing waarbij ook de traagheidskrachten door de remdynamo zouden worden opgewekt. Met de bestaande overbrenging bleek deze oplossing echter niet te verwezenlijken. Dit had tot gevolg dat een groot deel van de tijd moest worden besteed aan de dimensionering van de vliegwielen. Het regeltechnische probleem werd minder gecompliceerd daar de regeling van de relatief grote en snelvarierende versnellingskrachten achterwege kon blijven. Het eindresultaat is nu een PCC-car demonstratieopstelling die beantwoordt aan de gestelde eisen. Er is nu in de toekomst onderzoek van het gedrag van pulsgestuurde motoren in dezelfde tram mogelijk. Het is echter niet mogelijk de remdynamo te gebruiken als belastingsmachine voor een willekeurig tractievoertuig daar de aanpassingsmogelijkheid ten aanzien van de massa ontbreekt.

Eindhoven, september 1965.

rapport EM65-3 blz. 106

Bijlage I

10^6 N/m^2

$+167 = S_4^I$

80

70

60

50

40

30

20

10

0

X_1

X_2

1500

X_4

2000

$X \text{ (m)}$

S, t_1

S_2^H, S_2^T

S, t

\uparrow

S_1^H, S_1^T

S_2^H, S_2^T

S_2^H, S_2^T

S_2^H, S_2^T

S_2^H, S_2^T

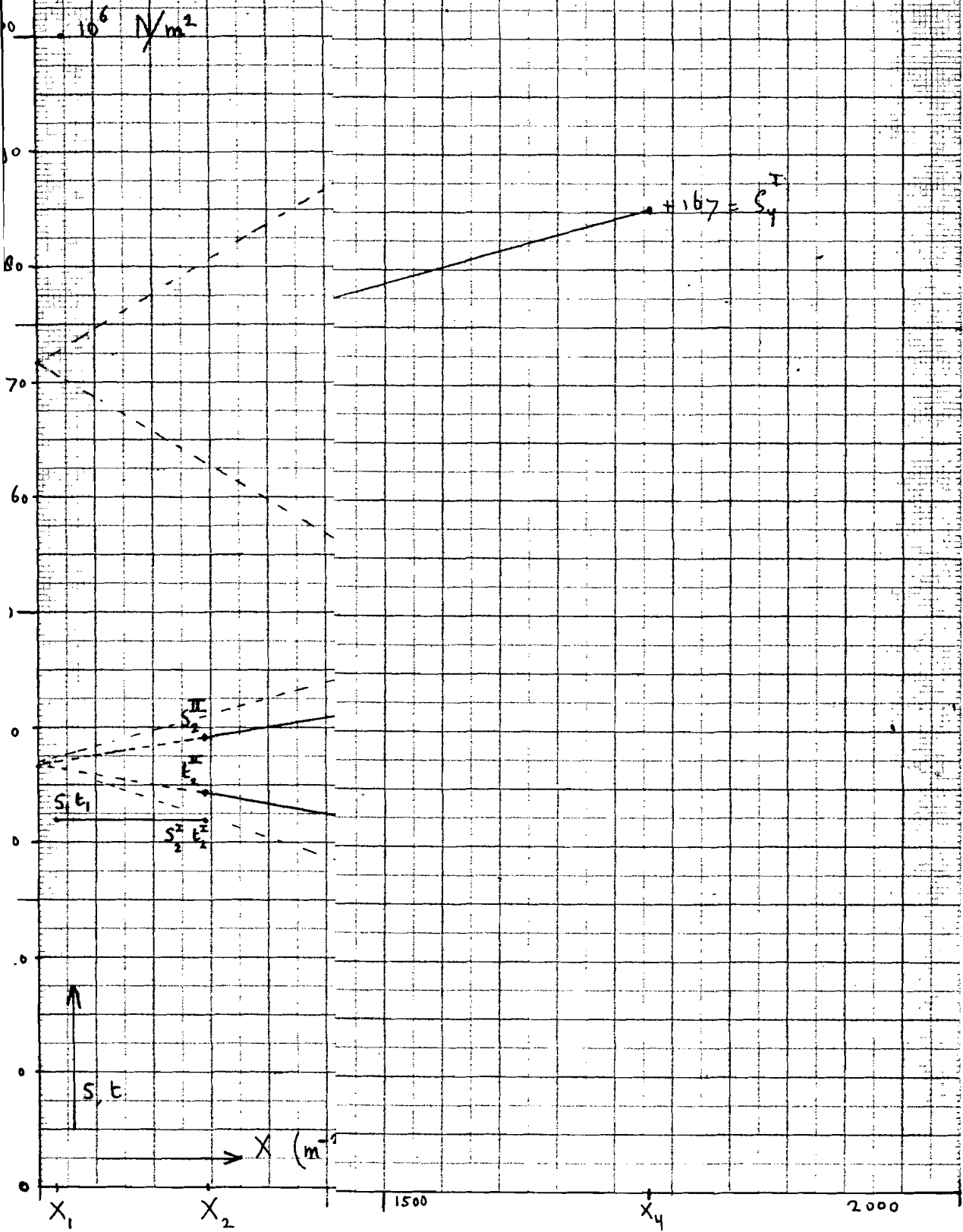
S_2^H, S_2^T

S_2^H, S_2^T

S_2^H, S_2^T

S_2^H, S_2^T

S_2^H, S_2^T

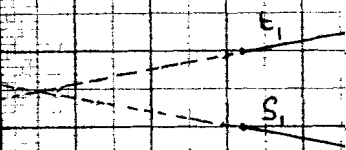


Rapport EM65-3 blz. 107

Bijlage II

10^6 N/m^2

t_2^I



H_{sk}^H

s_k

X

X_1

X_2

150

rapport EM65-3 blz. 108

Bijlage III

10^5 N/m^2

I
 t_4

I
 t_4

I
 t_4

↑

s, t

I
 s_4

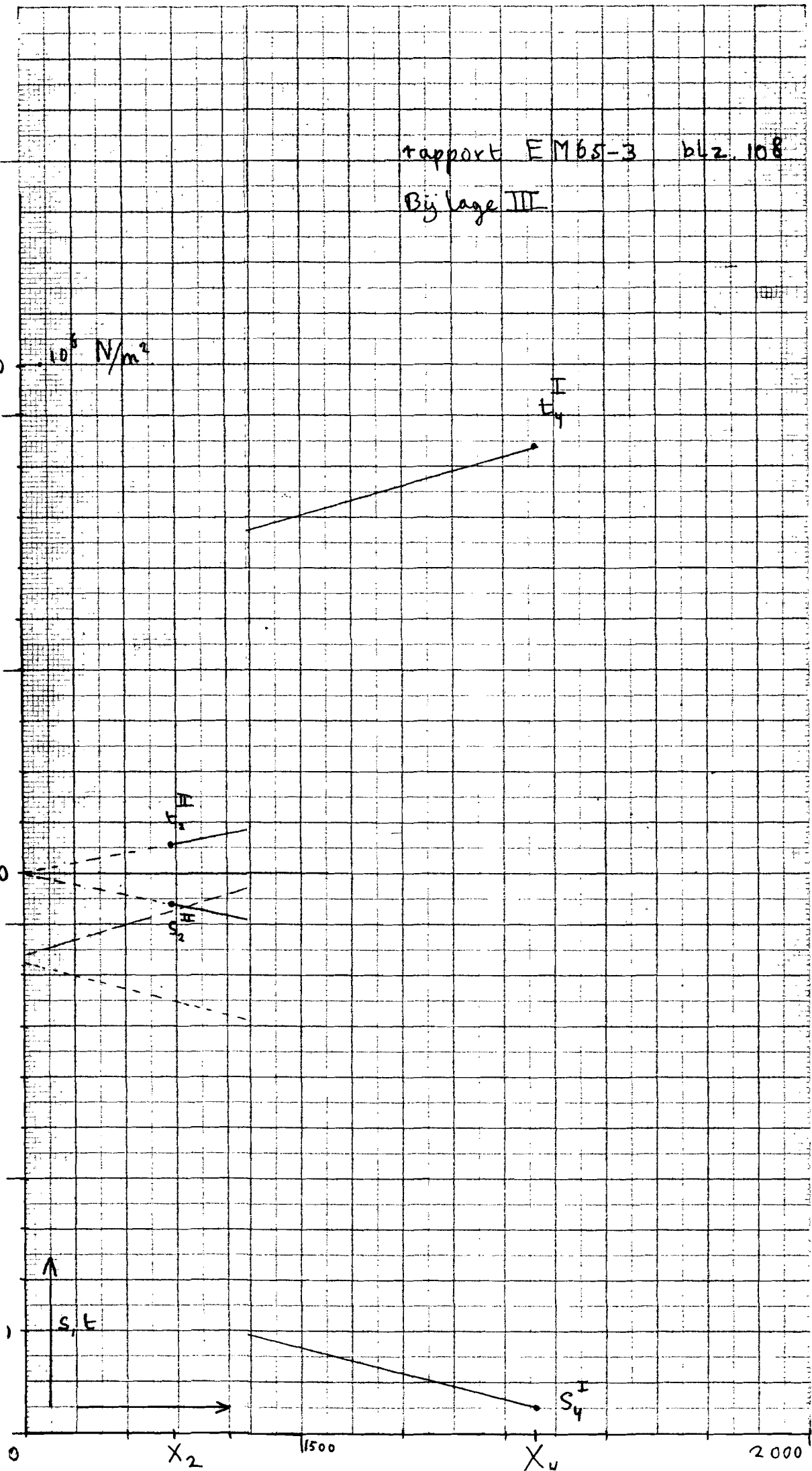
0

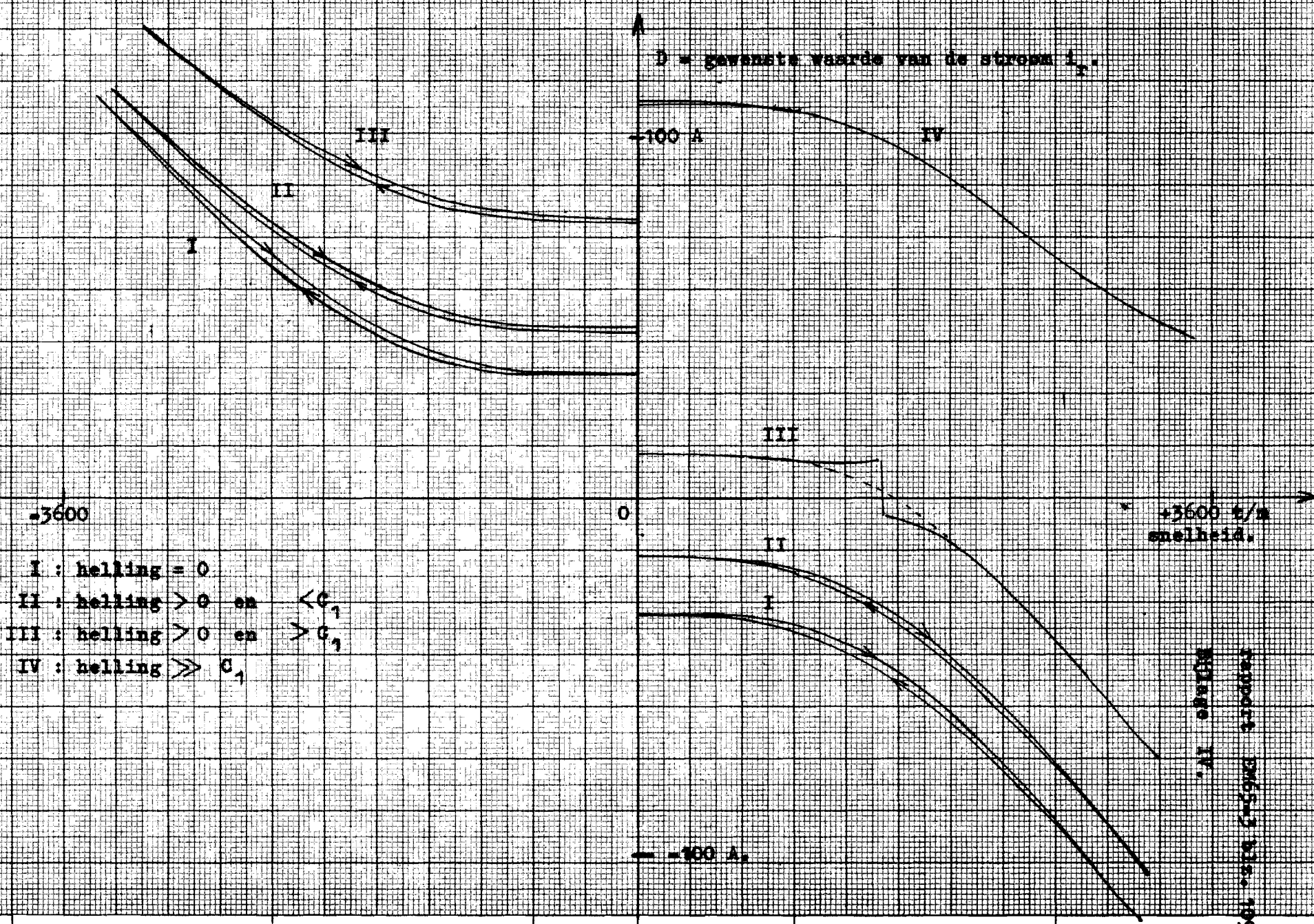
x_2

1500

x_u

2000





- I : helling = 0
- II : helling > 0 en <math>< C_1</math>
- III : helling > 0 en >math>> C_1</math>
- IV : helling >>math> C_1</math>

Rapport DMS-3 dln. 199
 Pagina IV.

g₀A

Waarde van de term

$$C_2 v^2$$

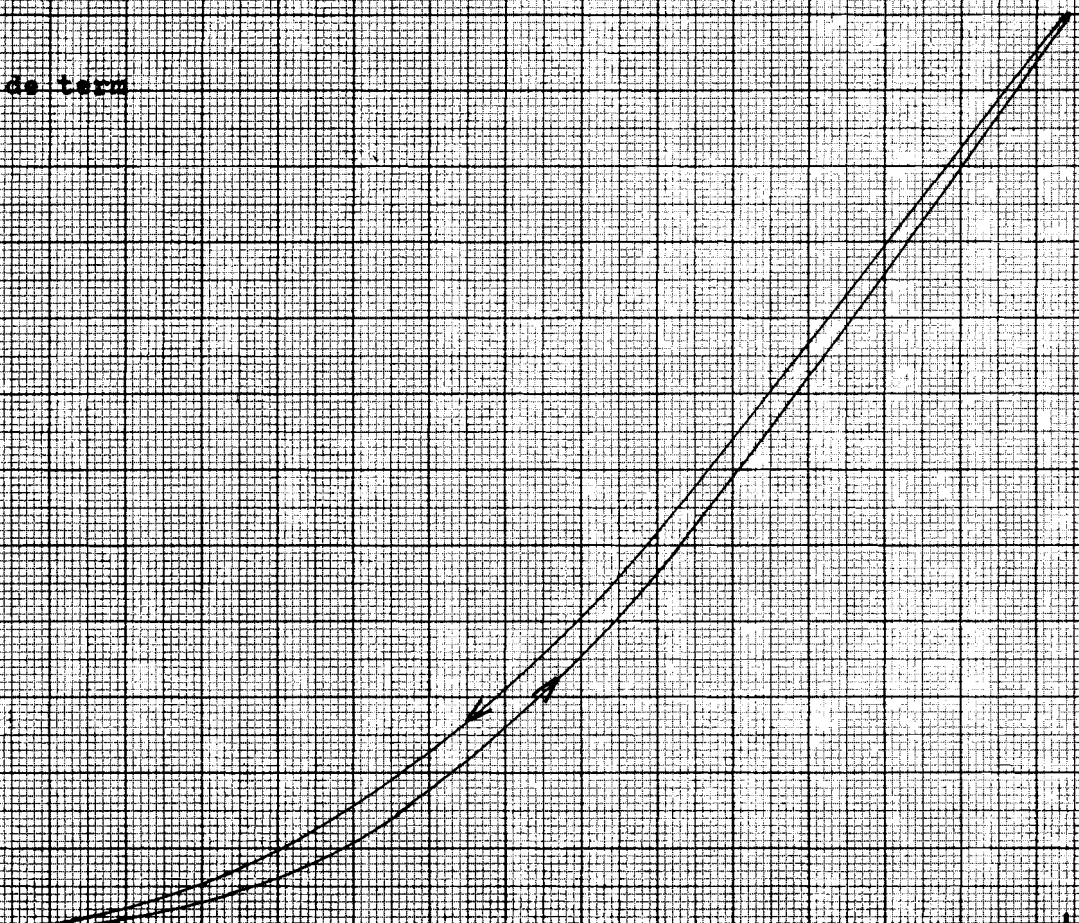
0

snelheid.

3270 toeren per minuut.

RIJSEK 1 V.

rapport 2065-3 W.M. 610



rapport: EM 65-3 blz 111

Bijlage VII

t/m kgm

4000 40

3000 30

2000 20

1000 10

0 0
0 ampères



Bijlage VII

60 km/uur.

aanzett

afremmen: $a = 2,1 \text{ m/sec}^2$

motorst

motorstroom: 250 A.

45

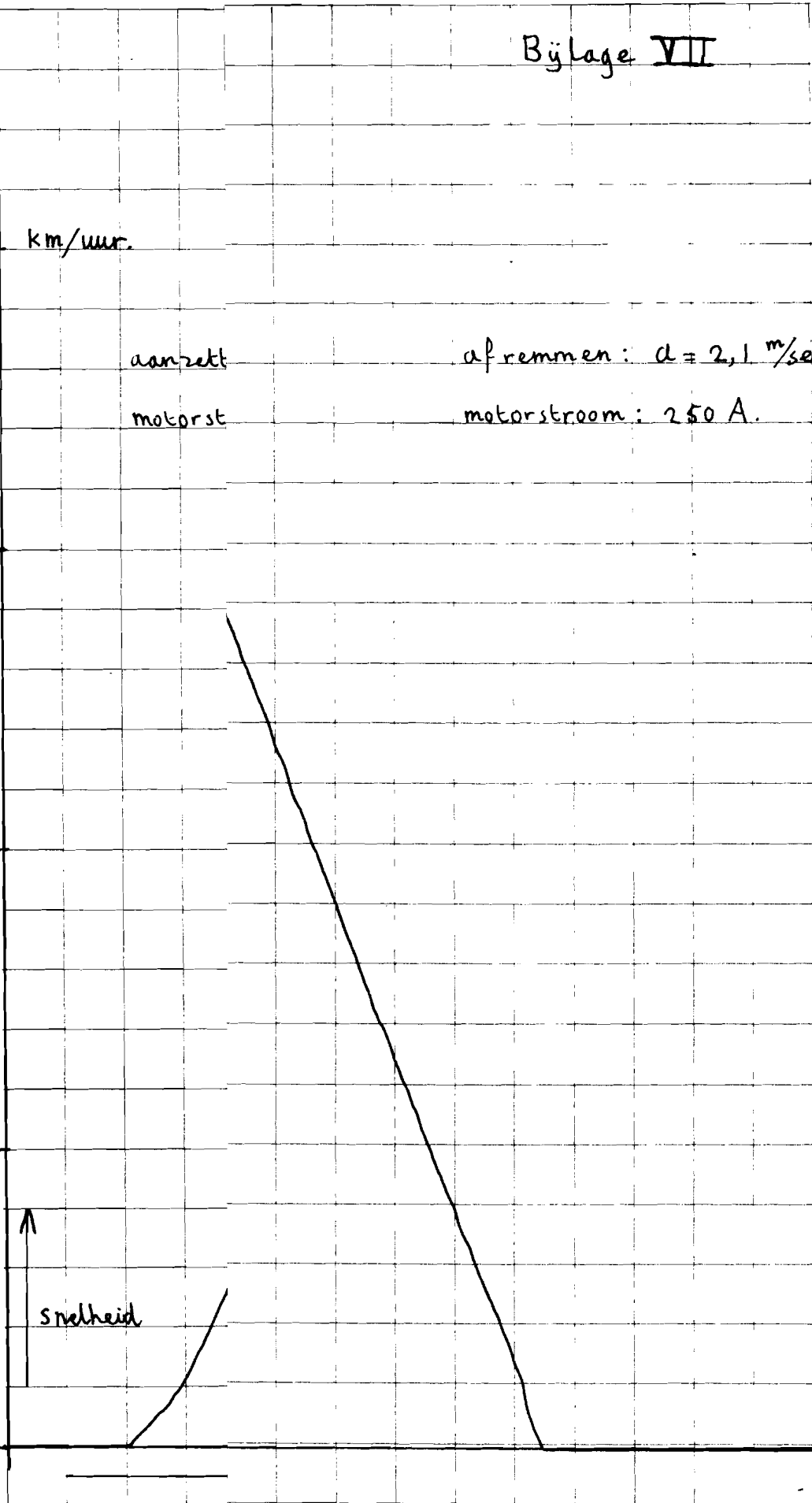
30

15

0



snelheid



rijpedaal

rapport EM65-3

blz. 113

E 250 A

Bijlage VIII

koppel



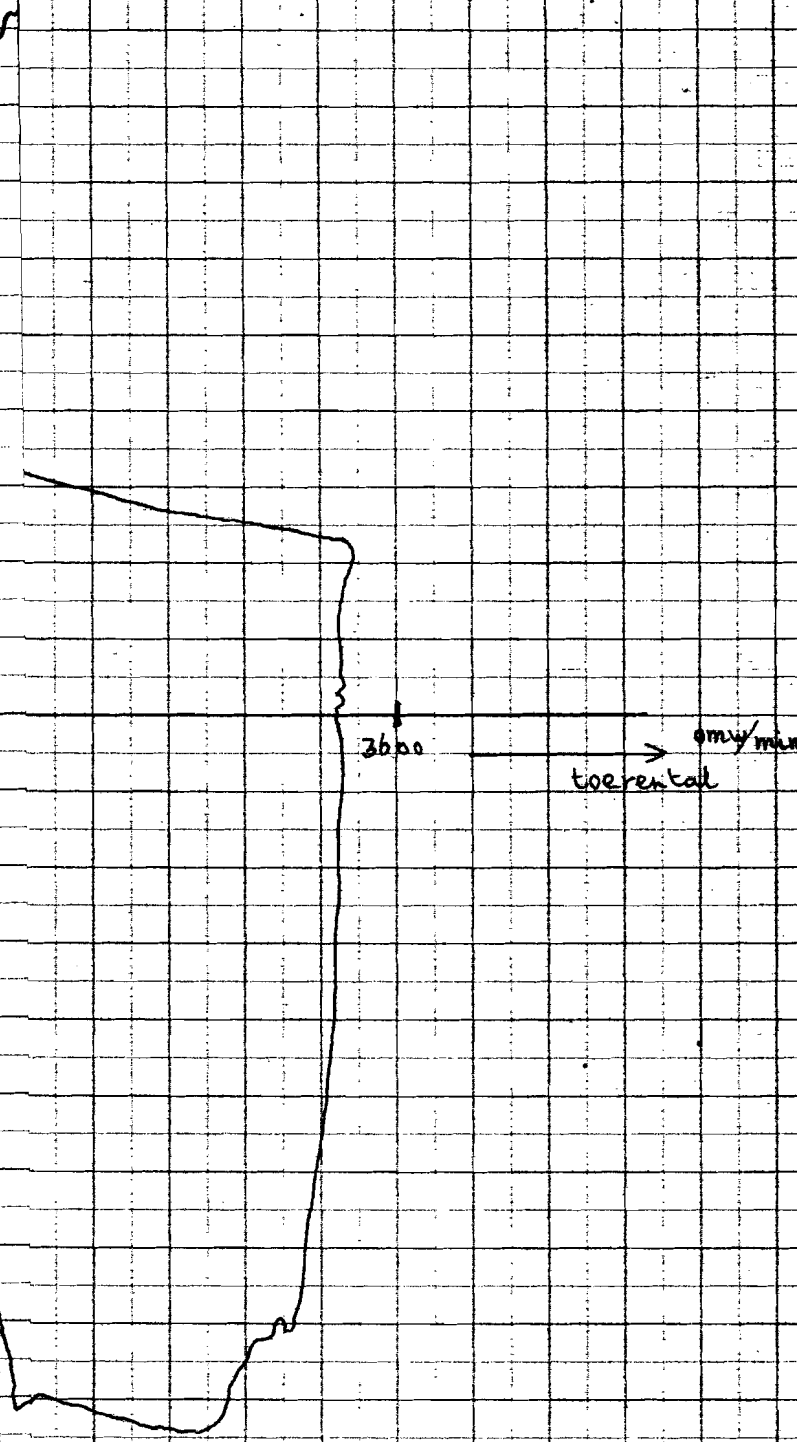
0

3600

omw/min
toerental

E 250 A

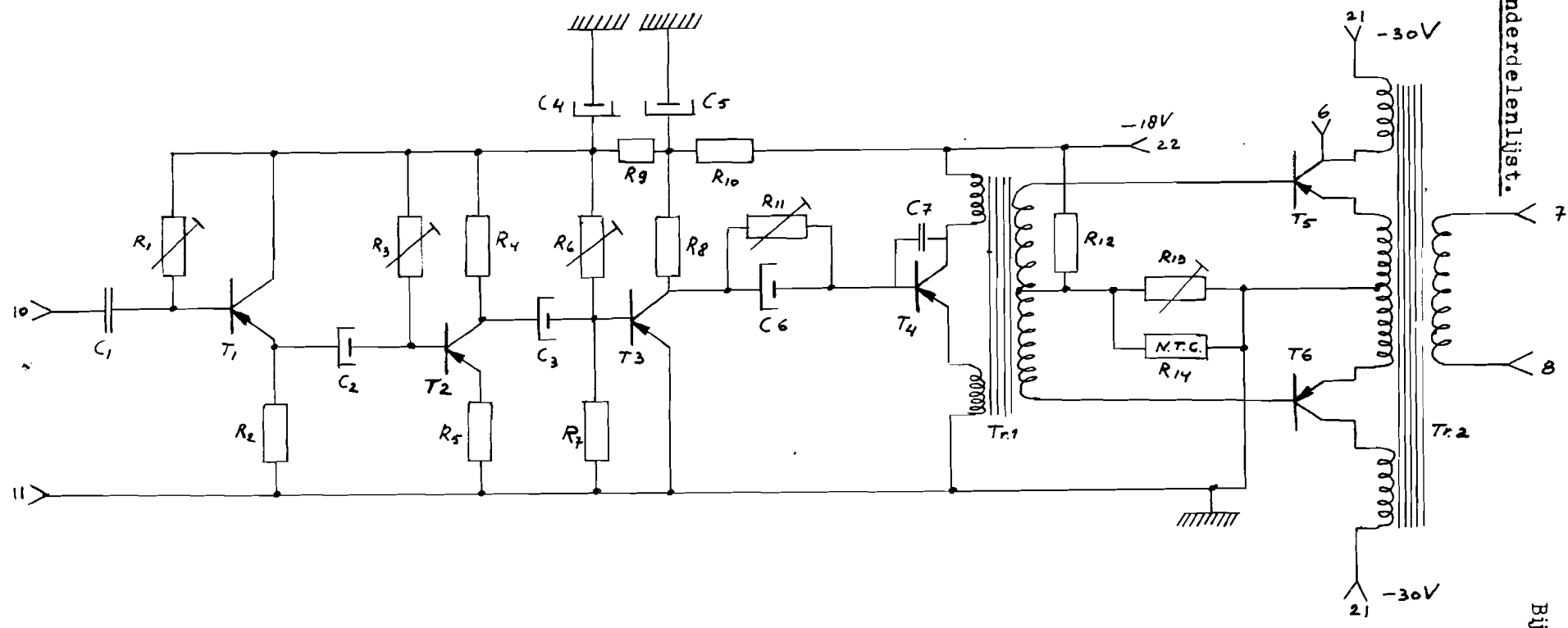
rempedaal masch. in.



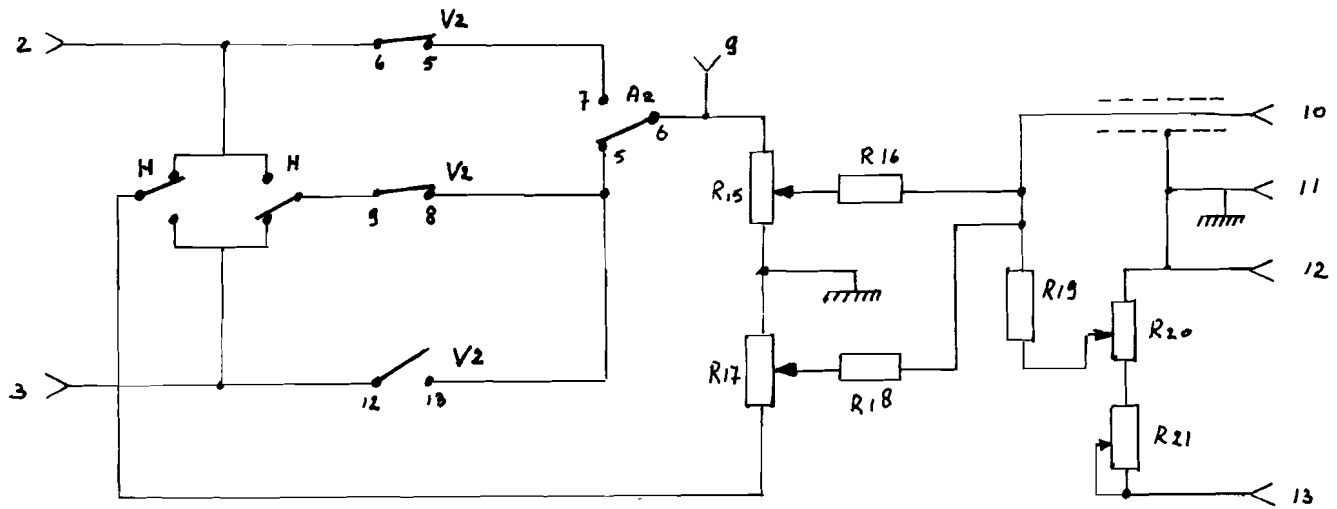


Schema's en onderdelenlijst.

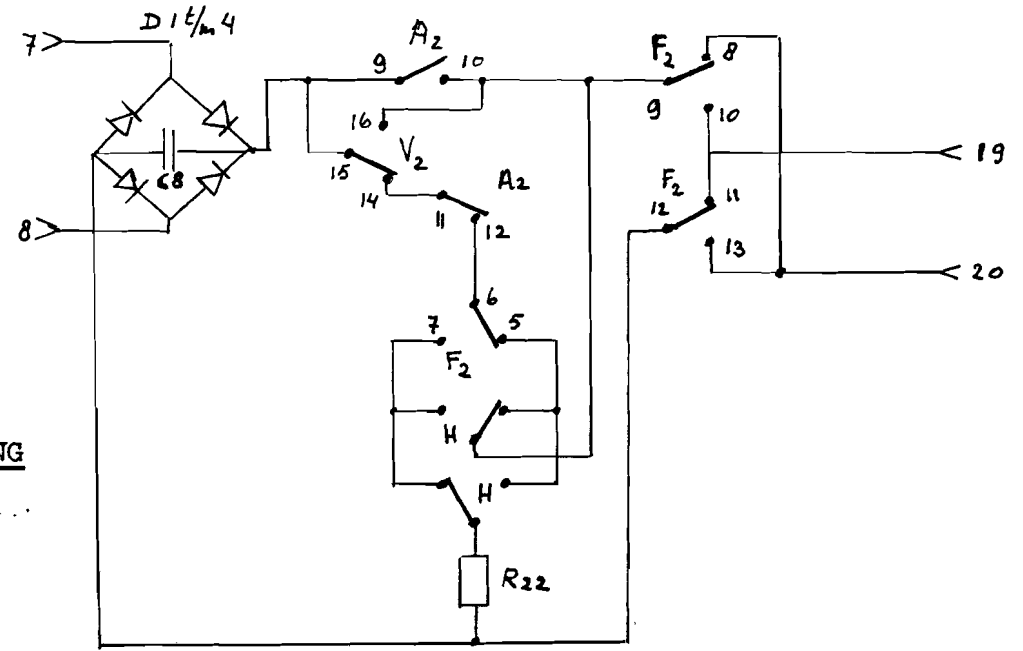
Bijlage IX.



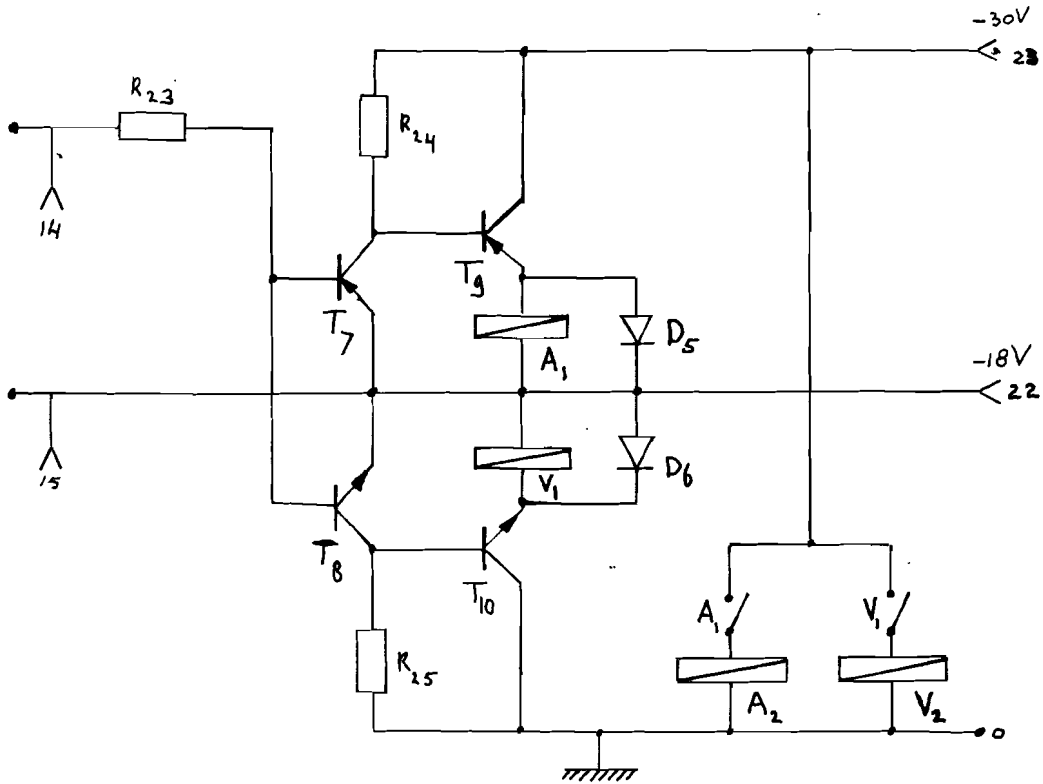
VERMOGENSVERSTERKER



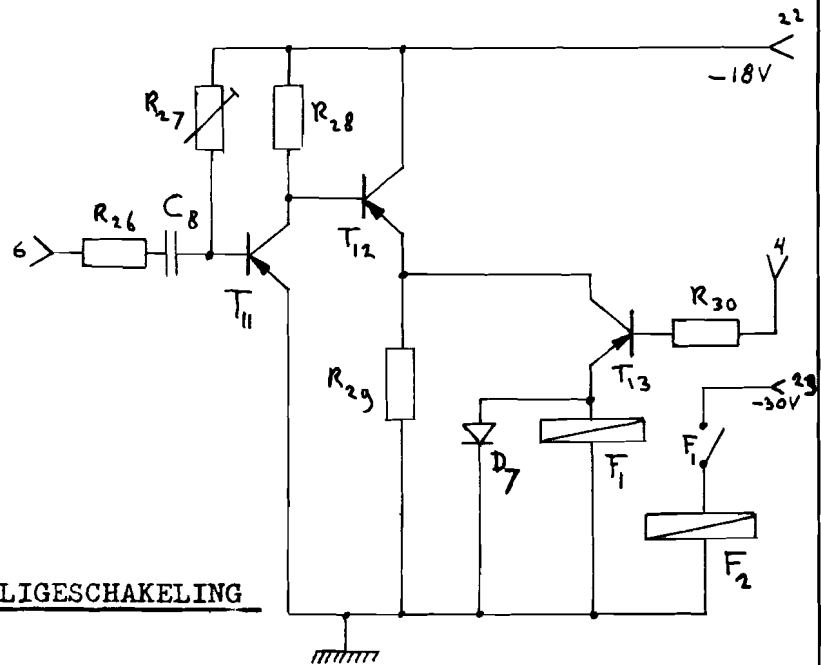
INGANG



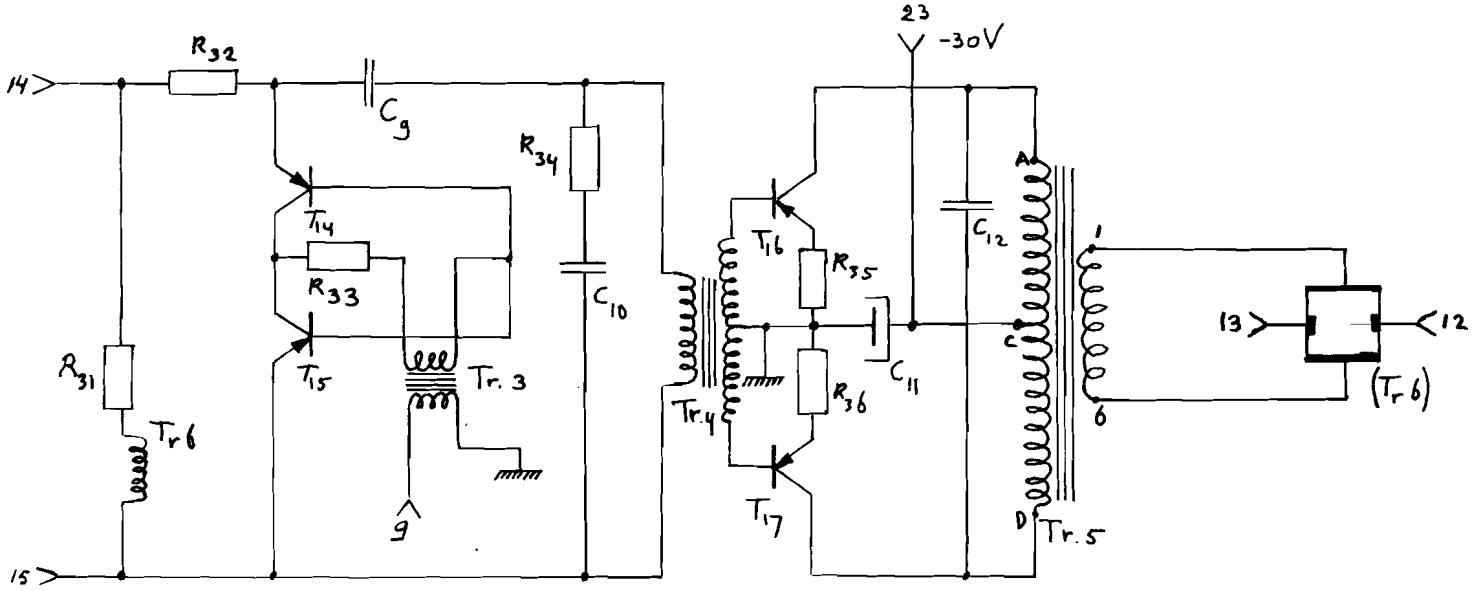
RELAISSCHAKELINGEN: UITGANG



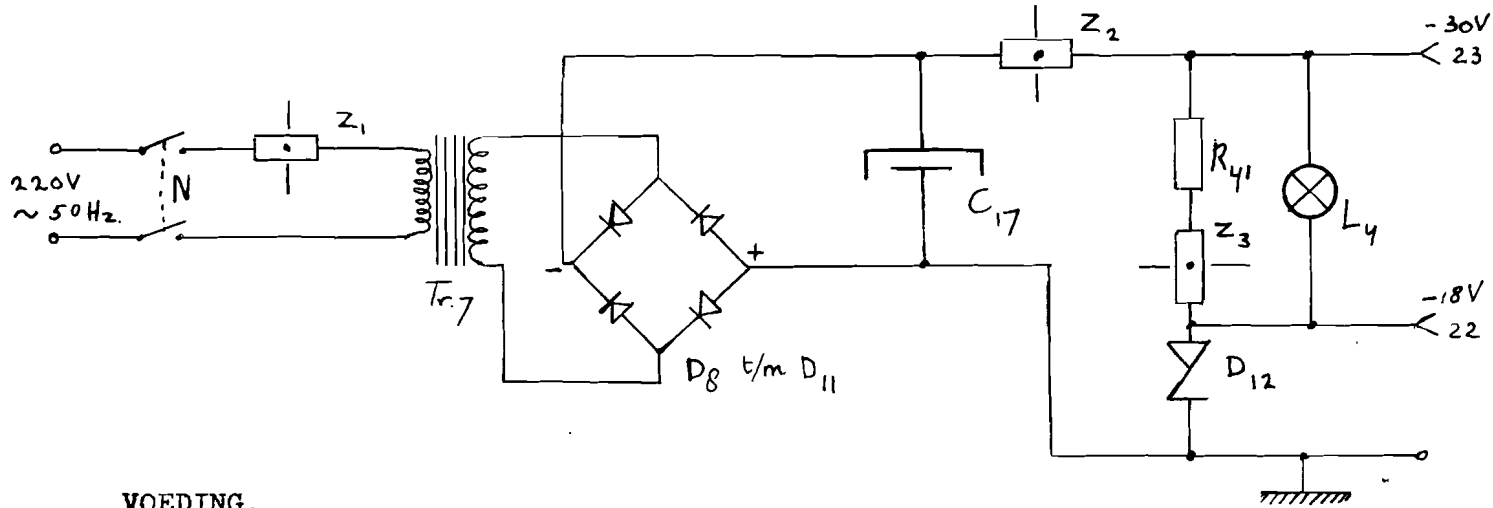
RIJRICHTINGSDETECTOR



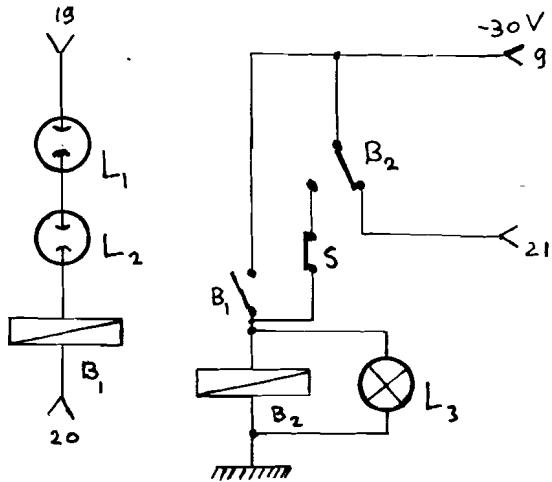
FASEGEVOELIGESCHAKELING



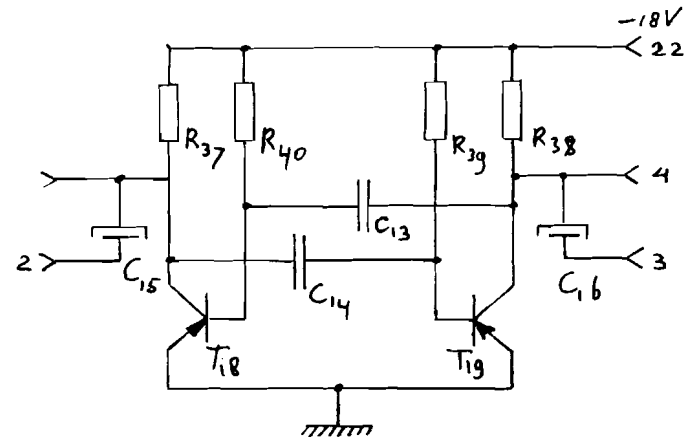
HALL-VERMENIGVULDIGER



VOEDING.



BEVEILIGING.



MULTIVIBRATOR.



Onderdelenlijst.

Weerstanden.

Alle weerstanden hebben een nauwkeurigheid van 10 %.

R1	gelijkspanningsinstelling	1M	Ohm	0,1 W	instelp.
R2	emitter-	6k8		$\frac{1}{4}$ W	
R3	gelijkspanningsinstelling	1M		0,1 W	instelp.
R4	collector-	1k		$\frac{1}{4}$ W	
R5	emitter-	68		$\frac{1}{4}$ W	
R6	gelijkspanningsinstelling	50k		$\frac{1}{4}$ W	instelp.
R7	„	820		$\frac{1}{4}$ W	
R8	collector-	120		2 W	
R9	filterings-	100		$\frac{1}{4}$ W	
R10	„	22		1 W	
R11	gelijkspanningsinstelling	5k		1 W	instelp.
R12	„	330		2 W	
R13	„	5		1 W	instelp.
R14	NTC	4			
R15	instelling van de constante term van de wrijving	20k		$\frac{1}{4}$ W	potm.
R16	verzwakker/opteller	1M		$\frac{1}{4}$ W	
R17	instelling van de grootte van de helling	20k		$\frac{1}{4}$ W	potm.
R18	verzwakker/opteller	1M		$\frac{1}{4}$ W	
R19	opteller/verzwakker	1k		$\frac{1}{4}$ W	
R20	instelling van de kwadratische term grof	75		1 W	instelp.
R21	instelling van de kwadratische term fijn	500		1 W	instelp.
R22	belastings- parallel 3 stuks	560		10 W	
		= 185		30 W	
R23	voorschakel- tachogenerator	18k		$\frac{1}{4}$ W	
R24	collector-	33k		$\frac{1}{4}$ W	
R25	„	68k		$\frac{1}{4}$ W	
R26	voorschakel-	18k		$\frac{1}{4}$ W	
R27	gelijkspanningsinstelling	1M		0,1 W	instelp.
R28	collector-	18k		$\frac{1}{4}$ W	



R29	emitter-	18k	Ohm	$\frac{1}{4}$	W
R30	voorschakel-	18k		$\frac{1}{4}$	W
R31	voorschakel- veldwikkeling				
	Hallvermenigvuldiger	4k7		$\frac{1}{4}$	W
R32	verzwakker- chopper	1M		$\frac{1}{4}$	W
R33	voorschakel- stuurspanning chopper	6k8		$\frac{1}{4}$	W
R34	spanningsvormcorrectie	10k		$\frac{1}{4}$	W
R35	emitter-	10		$\frac{1}{4}$	W
R36	..	10		$\frac{1}{4}$	W
R37	collector-	1k2		$\frac{1}{2}$	W
R38	..	1k2		$\frac{1}{2}$	W
R39	basis-	56k		$\frac{1}{4}$	W
R40	..	56k		$\frac{1}{4}$	W
R41	voorschakel- zenerdiode	22		10	W

Condensatoren.

(nauwkeurigheid 10 %)

C1	ingangs-	0,56	μ F	125 V polyst.
C2	koppel-	5		25 V electr.
C3	koppel-	40		25 V ..
C4	afvlakfilter-	2000		25 V ..
C5	..	1000		25 V ..
C6	koppel-	640		25 V ..
C7	beperking frequentiebereik	0,003		keramisch
C8	scheidings-	0,1		125 V polyst.
C9	gelijkspanningsblokkerings-	1		125 V polyst.
C10	spanningsvormcorrectie-	0,0068		125 V polyst.
C11	afvlak-	67		25 V electr.
C12	beperking frequentiebereik	0,0033		keramisch
C13	koppel-	0,0047		..
C14	koppel-	0,0047		..
C15	gelijkspanningsblokkeer-	100		25 V electr.
C16	..	100		25 V ..
C17	afvlak- parallel 5 stuks	5000		70 V ..
		= 25000		70 V ..



Transistoren.

Alle transistoren zijn vrij in de lucht opgesteld, tenzij anders vermeld.

T1	emittervolger	AC128	
T2	voorversterker	AC128	
T3	„	OC24	
T4	stuurtrap; koelplaat 80 x 70 mm ²	2N2138	motorola
T5	eindtrap; koellichaam ongeveer 1600 cm ²	2N2076	motorola
T6	„ „ „ „	2N2076	„
T7	versterker, tachospanning; koelplaatje	AC132	
T8	„ „ „	AC127	
T9	emittervolger; koelplaatje	AC132	
T10	„ „	AC127	
T11	versterker collectorspanning eindtrap	AC128	
T12	emittervolger	AC128	
T13	schakeltransistor	AC128	
T14	chopper	BSY40	
T15	chopper	BSY40	
T16	versterker stuurstroom Hallverm.	ASY77	
T17	„ „ „	ASY77	
T18	multivibrator	AC128	
T19	„	AC128	

Diodes.

Alle diodes zijn vrij in de lucht opgesteld, tenzij anders vermeld.

D1	brugschakeling voor de gelijkrichting van de uitgangsspanning	OA214	
D2		OA214	
D3		OA214	
D4		OA214	
D5	vrijlooptiode relaisspoel	OA91	
D6	„ „	OA91	
D7	„ „	OA91	
D8	brugschakeling ter verkrijging van de voedingsspanning; koelplaat 100 x 80 mm ²	OA31	
D9	idem	OA31	



D10		OA31	
D11		OA31	
D12	zenerdiode; koelplaat 100 x 100 mm ²	ZX18	intermittal

Relais.

Alle relais zijn van het fabrikaat Siemens. In de schakelschema's zijn de contacten in rusttoestand getekend.

A ₁	niet achteruit rijden	65421/97e
A ₂	achteruit rijden	65426/93e
V ₁	niet vooruit rijden	65421/97e
V ₂	vooruit rijden	65426/93e
F ₁	fase positief	65418/93d
F ₂	volgt F ₁	65426/93e
B ₁	beveiliging; uitgangsspanning meer 180V	65404/93e
B ₂	overneemrelais B ₁	65426/97e

Zekeringen.

Z ₁	zekering voor de netvoeding	1 Amp.
Z ₂	zekering van de voedingsspanning -30 V	5 Amp.
Z ₃	zekering van de zenerdiode	1 Amp.

Lampjes.

L ₁	neonlampje; ontsteekspanning 85 V
L ₂	neonlampje; ..
L ₃	signaallampje voeding eindtrap 30 V
L ₄	signaallampje apparaat "in" 12 V

Schakelaars.

H	keuze helling positief/negatief	4 x om
N	netschakelaar	2 x aan/uit
S	drukknop; reset voeding eindtrap	1 x verbreek



Transformatoren.

Tr₁. ingangstransformator van de eindtrap.

primair: n₁ 60 wdgn 0,25 mm ϕ CuL
n₂ 545 wdgn 0,25 mm ϕ CuL
secundair: n₃ 142 wdgn 0,38 mm ϕ CuL } bifilair
n₄ 142 wdgn 0,38 mm ϕ CuL }
kern: EI 48 transformatorblik 0,35 mm, om en om gestapeld.

Tr₂ uitgangstransformator van de eindtrap.

primair: n₁ 7 wdgn 1,5 mm ϕ CuL } bifilair
n₂ 7 wdgn 1,5 mm ϕ CuL }
n₃ 68 wdgn 1,5 mm ϕ CuL } bifilair
n₄ 68 wdgn 1,5 mm ϕ CuL }
secundair n₅ 475 wdgn 0,9 mm ϕ CuL
kern: EI 106 transformatorblik 0,35 mm, om en om gestapeld.

Tr₃ scheidingstransformator chopper.

primair: 2400 wdgn 0,1 mm ϕ CuL
secundair: 2400 wdgn 0,1 mm ϕ CuL
spoelkoker met tussenschot.
kern: ferriet potkern type K300126 $\alpha=8,65$ -A3A

Tr₄ ingangstransformator van de versterker voor de Hall-vermenigvuldiger.

primair: n₁ 220 wdgn 0,25 mm ϕ CuL } bifilair
n₂ 220 wdgn 0,25 mm ϕ CuL }
secundair: n₃ 2400 wdgn 0,1 mm ϕ CuL
spoelkoker met tussenschot.
kern: ferriet potkern type K300126 $\alpha=8,65$ -A3A

Tr₅ uitgangstransformator van de versterker voor de Hall-vermenigvuldiger.



- Tr₆ Hall-vermenigvuldiger. Siemens MB 26 / EI 38 Mu
veldwikkeling: 10.000 wdgn 0,05 mm ϕ CuL
- Tr₇ voedingstransformator.
primair: 660 wdgn 0,75 mm ϕ CuL
secundair: 70 wdgn 2,0 mm ϕ CuL
kern: EI 150 transformatorblik 0,35 mm, om en om gestapeld.

Signalen en aansluitingen.

- 1) -
- 2) kanteelspanning met negatieve fase.
- 3) kanteelspanning met positieve fase.
- 4) referentiespanning fasegevoelig netwerk.
- 5) -
- 6) collectorspanning van de eindtrap.
- 7) } uitgang van de vermogensversterker.
- 8) }
- 9) } voeding van de chopper met kanteelspanning.
- 10) ingang van de vermogensversterker.
- 11) nul-leiding van de vermogensversterker.
- 12) } Hall-spanning. evenredig met het kwadraat van de snelheid
- 13) }
- 14) } aansluitingen tachogeneratorspanning.
- 15) }
- 16) -
- 17) -
- 18) -
- 19) } uitgang die de gewenste waarde van de stroom i_r geeft.
- 20) }
- 21) voedingsspanning van de eindtrap.
- 22) - 18 V voedingsspanning.
- 23) - 30 V voedingsspanning.