

CODEN: LUTFD2/(TFRT-5342)/1-58/(1985)

**Bestämning av parametrar i
dämtillsats för dämpning av
effektpendlingar i kraftnät**

Jarmo Kalliomäki

**Institutionen för Reglerteknik
Lunds Tekniska Högskola
December 1985**

Department of Automatic Control Lund Institute of Technology P.O. Box 118 S-221 00 Lund Sweden		Document name MASTER THESIS	
		Date of issue December 1985	
		Document Number CODEN: LUTFD2/(TFRT-5342)/1-58/(1985)	
Author(s) Jarmo Kalliomäki		Supervisor Björn Wittenmark (Ivar Gustavsson, ASEA)	
		Sponsoring organisation	
Title and subtitle Bestämning av parametrar i dämp tillsats för dämpning av effektpendlingar i kraftnät. (Determination of parameters in a power stabilizer to improve damping of power oscillations in a power supply system.)			
Abstract <p>The intention of this study is to examine the effects of the ASEA power stabilizer QAVD 101 on power oscillations with angular frequencies 1 - 10 rad/s in a power supply system.</p> <p>A computer simulation model is used which is describing a synchronous generator connected to an infinite bus through an external impedance. In this model there are also a voltage controller which controls the generator field voltage and a model of the power stabilizer. As input signal, the stabilizer is using electric power. A voltage contribution to the voltage controller is formed by the stabilizer output signal. Several parameters in the QAVD 101 stabilizer affects power oscillations but this study is limited to vary only the acceleration and speed gain constants. These two gain constants are theoretically determined at different cases of load. Examination and verification of the effects on power oscillations is done with frequency analysis on the computer model.</p> <p>As a result there is a suggestion to a set of fix values on the gain constants when running this specific generator and stabilizer. Possibilities to adaptive control is shown by optimizing the gain constants through a schedule at different working points.</p>			
Key words			
Classification system and/or index terms (if any)			
Supplementary bibliographical information			
ISSN and key title			ISBN
Language Swedish	Number of pages 58	Recipient's notes	
Security classification			

**BESTÄMNING AV PARAMETRAR I DÄMPTILLSATS
FÖR DÄMPNING AV EFFEKTPENDLINGAR I KRAFTNÄT**

Examensarbete

av

Jarmo Kalliomäki

Lunds Tekniska Högskola

INNEHALLSFÖRTECKNING

1. Inledning	1
1.1 Uppkomsten av effektpendlingar	1
1.2 Problemdefinition	2
2. Beskrivning av delsystemen	3
2.1 Avgränsning av systemet	3
2.2 Generatoren	4
2.2.1 Teori	4
2.2.2 Simuleringsmodellen	7
2.2.3 Anpassning till verklig förebild	7
2.3 Kraftnätet	8
2.3.1 Krav på nätmodell	8
2.3.2 Nätsimuleringsmodellen	8
2.4 Regulator och matare	9
2.5 Dämtillsatsen	10
2.5.1 Teori	10
2.5.2 Datormodellen	11
2.6 Sammankoppling av det simulerade systemet	12
3. Överföringsfunktioner och deras användning	14
3.1 Inledande diskussion	14
3.2 Startvärden till generatormodellen	14
3.3 Linjärisering och val av nätreaktans	16
3.4 Bestämning av överföringsfunktioner	17

4. Teoretisk parameterbestämning	20
4.1 Fast parameterinställning	20
4.2 Optimal parameterinställning	21
4.2.1 Allmänt	21
4.2.2 Schemalagd parameterinställning	21
4.2.3 Beräkning av parameterinställning	23
5. Verifiering	24
5.1 Metoden och dess begränsningar	24
5.2 Utförda analyser och resultat	24
6. Sammanfattning	27
Noter	29
Litteraturförteckning	30
Appendix 1 Generatormodellens tillståndsekvationer	
Appendix 2 Maskindata för Messaure 3	
Appendix 3 Programutskrifter	
a. Nätmodell	
b. Regulatormodell	
c. Dämp tillsatsmodell	
d. Startvärdesberäkning	
Appendix 4 Den linjäriserade generatormodellens tillståndsekvationer	
Appendix 5 Tabeller för valda arbetspunkter	
Diagram 1 - 17	

1. INLEDNING.

1.1 Uppkomsten av effektpendlingar.

De nordiska ländernas kraftnät är sammankopplade så, att de kan anses bilda ett samkörningsområde. Inom det nordiska kraftnätet sker elproduktionen vanligtvis på andra ställen än elförbrukningen. De geografiskt stora avstånden gör att det finns en tidsfördröjning i balansen mellan produktion och konsumtion. Störningar på kraftnätet medför att överföringskapaciteten inte kan utnyttjas optimalt, då det finns risk för urfasfall om pendlingarna tillåts växa. Effektpendlingarna på kraftnätet förekommer i olika former, vilka bestäms av störningens typ och läge samt av nätets aktuella status.

De effektpendlingar som bildas på överföringsförbindelser, s k systempendlingar, är undermåligt dämpade i systemet eftersom stora avstånd innebär stora reaktanser. Periodtiderna varierar från 2 till 4 s, där de långa periodtiderna gäller pendlingar mellan perifera maskingrupper i det nordiska kraftnätet. Systemets dämpningsegenskaper beror på många faktorer, däribland reaktansförhållanden, aggregatens svängmassa, regulatorer, dämptillsatser m m. Nämnade egenskaper avgör också hur framträdande de naturliga pendlingsfrekvenserna i systemet blir. Dessa pendlingar är maskinpendlingar med frekvenser nära aggregatens egenfrekvenser.

Ett sätt att förbättra den begränsade energiöverföringsförmågan är att ändra dämpningsförhållandena med en dämpande tillsatsutrustning. I samtliga nordiska länder finns krav dikterade på spänningsregulatorers och dämptillsatsers inställningar. För närvarande strävar man efter att med en fast inställning dämpa maskinpendlingar vid maskinens egenfrekvens vid full last och normal nätbild.

1.2 Problemdefinition.

Adaptiv reglering av dämp tillsatsens parameterinställning skulle kunna förbättra dämpningsförhållandena. För att kunna genomföra detta bör man känna till systemet generator-regulator-kraftnät samt dess tillstånd i aktuell arbetspunkt. Vidare måste man känna till hur dämp tillsatsen ska inverka i denna arbetspunkt så att såväl maskinpendlingar som systempendlingar dämpas. Vägen till adaptiv reglering går bl a via följande delproblem:

- * Vilken del av, och hur omfattande del av kraftnätet ska betraktas ?
- * Hur ska de ingående komponenterna modelleras ?
- * Hur ska arbetspunkten karakteriseras ?
- * Vilka villkor ställs på dämp tillsatsens inverkan ?
- * Vilket samband finns mellan arbetspunkt och parameterval ?

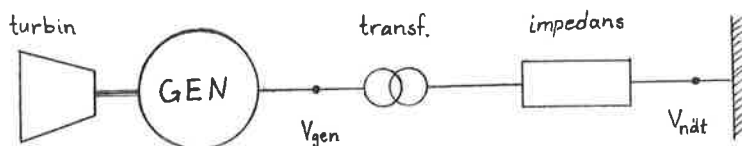
Dessa frågor har besvarats, mer eller mindre utförligt, var för sig i andra arbeten. Tankar och resultat från dessa har beaktats i detta examensarbete om parameterbestämning för dämp tillsats.

2. BESKRIVNING AV DELSYSTEMEN.

2.1 Avgränsning av systemet.

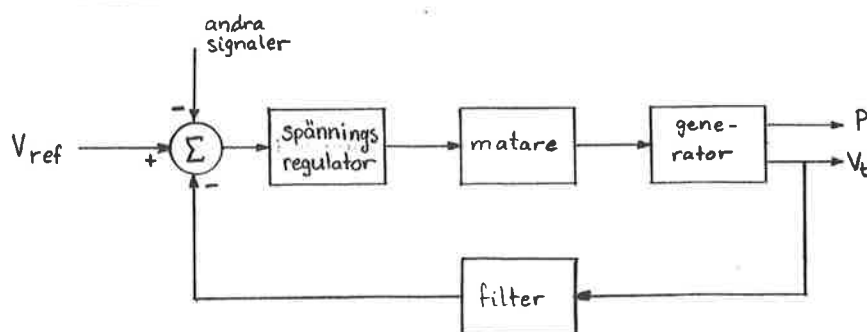
Nordel-nätet kan betraktas som ett antal delkraftnät förbundna med varandra genom överföringsledningar. Dessa block kan betraktas som svängande massor kopplade med fjädrar till varandra. Inom varje block återfinns olika elektromekaniska komponenter som samverkar. Härur kan ett lämpligt delsystem för studium utväljas.

Det valda delsystemet bestående av generator, transformator och kraftnätet i övrigt redovisas i fig 1. Kraftnätet utgörs av en, från generatören sett, konstant spänning och en nätimpedans, d v s man har en "infinite bus" modell. Mellan generator och nät finns en transformator med impedans. Den externa impedansen utgör summan av nät- och transformatorimpedanserna.



Figur 1. Det studerade delsystemet.

Generatören drivs av en turbin som regleras med en turbinregulator. Klämspänningen regleras med en spänningsregulator som är betydligt snabbare än turbinregulatorn. Turbinmomentet antages vara konstant. Därför försummas turbinregulatorn i vidare resonemang. Ett mera detaljerat blockschema för generatören med styrutrustning finns i fig 2.



Figur 2. Blockschema för generatorns omgivning.

Insignalen till regulatoren består av generatorns klämspänning, som jämförs med ett referensvärde, samt av ett eventuellt tillskott från dämptillsatsen. Regulatorns utsignal styr mataren så att generatorns magnetiseringsspänning kompenserar avvikelser i klämspänningen. Aktiv effekt från generatoren återkopplas via dämptillsatsen. Denna skapar en signal som förstärker generatorns elektriska dämpning, under förutsättning av en riktig parameterinställning.

2.2 Generatoren.

2.2.1 Teori.

Principen för en synkrogenerator är att ett magnetiskt flöde, alstrat med likström, sätts i rotation. Då flödet passerar en strömslinga induceras en elektromotorisk kraft (emk) i slingan. En inducerad ström flyter i slingan till följd av emk:en. Om dessa slingor befinner sig 120° relativt varandra elektriskt och i rummet så genereras en trefas växelström.

I synkrogeneratoren placeras fältlindningen i rotorn och ankarlindningen, utförd som trefasväxelströmslindning, i statorn. Synkrogeneratoren kan vara en maskin med utpräglade poler eller med en slät rotor, turbotyp. Vattenkraftgeneratorer har oftast utpräglade poler då de har lågt varvtal. Vattnets fallhöjd bestämmer varvtalet och därmed poltalet.

På varje pol finns en fältlindning. I luftgapet som uppstår mellan polen på rotorn och statorn har det, av stator- och fältlindningarna uppbyggda, magnetiska fältet en flödestäthet och en magnetomotorisk kraft (mmk). Flödestäthetsvågen ligger en vinkel δ före mmk-vågen och det elektriska momentet T_e strävar efter att minska δ så, att flödestäthets- och mmk-vågorna sammanfaller. Det elektriska momentet härleds ur den magnetiska kraften som påverkar en ledare, vilken leder den inducerade strömmen genom flödestäthetsfältet. Luftgapsradien är lika med momentarmen.

Den elektro-mekaniska rörelseekvationen för en synkrogenerator består av ett mekaniskt, ett elektriskt, ett accelererande och ett friktionsmomentbidrag. Ekvationen får följande utseende

$$T_m = T_e + T_{fr} + T_{acc} \quad (2.1)$$

Friktionsmomentet antages vara en konstant D gånger vinkelhastigheten ω_m

$$T_{fr} = D \cdot \omega_m \quad (2.2)$$

Det moment som krävs för att accelerera en roterande massa kan skrivas som

$$T_{acc} = J \frac{d\omega_m}{dt} \quad (2.3)$$

där J är tröghetsmomentet. Eftersom den elektriska vinkelhastigheten är kopplad till den mekaniska via poltalet p enligt

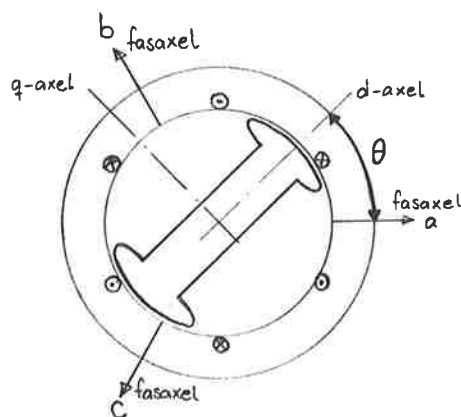
$$\omega_{el} = \frac{p}{2} \omega_m \quad (2.4)$$

så kan rörelseekvationen skrivas

$$J \left(\frac{p}{2} \right) \frac{d\omega_m}{dt} = T_m - T_e - D \cdot \omega_m \quad (2.5)$$

Det elektriska momentet har två komponenter, det synkrona och det dämpande momentet. Det förra är i fas med rotorvinkeln θ och det senare i fas med rotorvinkelhastigheten. Båda komponenterna inverkar vid oscillationer. Då ett mekaniskt moment tillförs i rotorns rotationsriktning ökar vinkeln δ och den mekaniska vinkelhastigheten ω_m . När ω_m avviker från den synkrona vinkelhastigheten ω_s träder dämpindningen i kraft. Ett elektriskt moment, motriktat T_m , alstras. Vinkeln δ och vinkelhastigheten ω_m kommer att oscil- lera men konvergera mot nya stationära värden. Frekvensen i dessa maskin- pendlingar bestäms huvudsakligen av generatorns tröghetsmoment.

Syftet med den analys¹ som följer är enbart att ge insikt i simulerings- modellen. Utgångspunkten är att statorn antages ha tre identiska, sym- metriskt placerade faslindningar a , b , c och att rotorn har fyra lindningar placerade 90° från varandra. En av dessa representerar fältlindningen, de övriga är fiktiva lindningar medtagna för att modellera subtransienta förlopp. Rotorn delas upp i en längsaxel, d , och en tvärsaxel, q , medan statorn omfattar tre fasaxlar. Se fig 3.



Figur 3. Schematisk bild av generatorn.

Vinkeln θ mellan rotorns längsaxel och fasaxel a är rotorns elektriska position. Rotorns vinkelhastighet ω lyder sambandet

$$\theta = \omega t . \quad (2.6)$$

Nätet uppvisar också någon elektrisk position θ_{bus} och kopplingen till polvinkeln är given genom

$$\delta = \theta - \theta_{\text{bus}} . \quad (2.7)$$

Lindningarnas flöden λ tecknas m h a själv- och ömsesidiga induktanser L . Givna i matrisform:

$$\underline{\lambda} = \underline{L} \cdot \underline{i} . \quad (2.8)$$

Elementen i \underline{L} kan uttryckas med, för generatorn karakteristiska induktanser och någon form av θ -beroende². Samtliga lindningar följer sambandet

$$v = -ri + \frac{d\lambda}{dt} , \quad (2.9)$$

där v är spänning och r resistans. Dessa flödes- och spänningssamband Park-transformeras³ till d - och q -variabler och man erhåller de grundläggande maskinekvationerna⁴. Härigenom har strömmar, spänningar och flöden i faslindningarna uttryckts i komponenter av längs- och tvärsaxeln. Korsfältsteorin ger möjlighet att bli skriva det elektriska momentet som

$$T_e = \frac{3}{2} \frac{p}{2} (\lambda_d i_q - \lambda_q i_d) . \quad (2.10)$$

För att nå mera hanterliga tillståndsvariabler införs spänningskomponenterna i längs- och tvärsled bakom subtransienta och transienta reaktanserna e'_q , e''_q ,

e_d'' samt tillhörande tidskonstanter T_{d0}' , T_{d0}'' , T_{q0}'' ⁵. Nu kan synkronmaskinen beskrivas med differentialekvationer⁶ och ekv (2.10) blir

$$T_e = \frac{P}{2} (e_q'' i_q + e_d'' i_d - (X_d'' - X_q'') i_d i_q) . \quad (2.11)$$

2.2.2 Simuleringsmodellen.

Generatormodellen⁷ är framtagen av Tekn Dr S-E Mattsson med utgångspunkt från de differentialekvationer som beskriver synkronmaskinen. Ekvationerna omarrangeras, kompletteras och förenklas för att kunna överföras till datorprogram⁸.

Generatorn beskrivs med sju tillståndsekvationer (se appendix 1), maskinparametrar, reaktanser i längs- och tvärsled, tidskonstanter samt baser för spänning, ström, effekt och impedans. Information om friktions- och tröghetsmoment samt pöktal är också nödvändig. Parametrarna anges i SI-enheter utom reaktanserna som ges i per unit-värden.

Insignalerna är sju till antalet, nämligen mekaniskt moment, fyra nätparametrar, magnetiseringsspänning och en logisk parameter som anger om generatorn är kopplad till nätet. Dessa anges i SI-enheter men beräkningarna i modellen sker i per unit-värden. I det här sammanhanget intressanta ut signaler är aktiv effekt och klämspänning. Klämspänningen beräknas ur spänningens d- och q-komponenter som är de egentliga utsignalerna.

Statorodynamiken ingår i modellen⁹, men kan uteslutas vid simulering genom styrning med logisk variabel. Mättning beaktas inte i modellen. Man måste även förutsätta symmetriska lastfall.

2.2.3 Anpassning till verklig förebild.

Eftersom dämp tillsatsens inställning beror på generatorkaraktistik så måste modellen motsvara någon verklig enhet. Förebilden är 170-MVA aggregatet Messaure 3. Generatorn är ett 40-poligt vattenkraftaggregat, alltså en utpräglad pol-maskin. Dess effektfaktor är 0.93 och märkspänningen är 20 kV. Maskindata i övrigt står att finna i appendix 2.

I modellens parameterlista ingår maskin- och märkdata. Maskinreaktanser införs direkt medan tidskonstanterna är omvänt proportionella mot resistansen i resp lindning. De givna tidskonstanterna räknas om från 75° C till 100° C m h a $R = R_0(1+\alpha\Delta T)$.

Basdata beräknas utifrån generatorns märkdata. Fältspänningens bas ges av magnetlindningens resistans omräknad till 100°C och magnetiseringsströmmen avläst ur luftgapsdiagram. Men modellen saknar separat fältspänningsbas vilket leder till skenbart orealistiska värden på magnetiseringsspänningen vid övergång från per unit till SI-enheter. Tröghetsmomenten för turbin och generator adderas. Fortfarande saknas kännedom om nätimpedans, mekaniskt moment och sådana startvärden för tillstånden att man når en stationär driftpunkt. Valet och framtagandet av arbetspunkter diskuteras i avsnitt 3.2.

2.3 Kraftnätet.

2.3.1 Krav på nätmodell.

I avsnitt 2.1 avgränsades den i sammanhanget intressanta delen av kraftnätet. Vid modellering kan nätet antas vara statiskt eller dynamiskt sett från generatoren. Ett dynamiskt kraftnät är påverkbart i sitt samspel med generatoren. Störningar på nätet påverkar generatorns ut signaler effekt, ström och spänning. Nätstörningarna fungerar som ett slags återkopplingssignaler till generatoren. Detta förlopp existerar inte med ett statiskt kraftnät. Möjlighet att registrera generatorns beteende finns dock även i detta fall, om än mera begränsat.

Den information som en nätmodell ska ge är huvudsakligen spänning, frekvens och impedans. Man måste även ha möjligheter att utföra t ex kortslutning, laständringar och frekvensändringar.

2.3.2 Nät simuleringsmodellen.

I det här arbetet används en mycket enkel statisk nätmodell. Programmet är skrivet av Tekn Dr S-E Mattsson och finns i appendix 3a. Några egna kompletteringar har gjorts.

Nätmodellen ger ut signalerna frekvens f_{bus} , nätspänning v_{bus} , resistans R_L och reaktans X_L . Samtliga i SI-enheter. Frekvensen utgörs av en konstant-term f_0 samt en stokastisk brusterm ff och är kompletterad med en sinusterm f_d . Denna term representerar en pendlande störning av frekvensen. Med låg amplitud på denna kan frekvensanalys utföras.

Kortslutning simuleras genom att nätspänningen faller från sitt nominella värde v_{0bus} till en nätspänning under kortslutning v_b . Frekvensstörningar

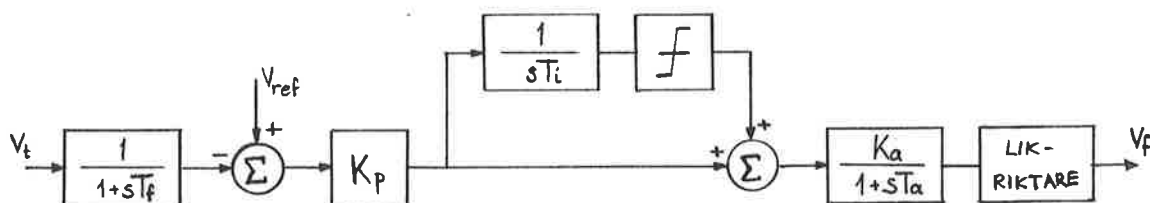
och kortslutning aktiveras genom ändringar av start- och stopptider för respektive händelse. Störningarnas dimensioner bestäms genom olika parametrar. Även laständringar kan simuleras. Nätimpedansen är summan av transformatorns och kraftlinjens impedans. Den senare kan ändras till nya, på förhand valda, värden vid godtycklig tidpunkt.

Modellens enda insignal utgörs av vitt, normalfördelat brus. Detta styrs av ett, i SIMNON-systemet ingående, underprogram NOISE1 som inte behandlas här då frekvensbruset inte har använts.

2.4 Regulator och matare.

Synkrongeneratorns rotor måste strömförsörjas så att ett flödesfält i luftgapet bildas. Magnetiseringssystemet sköter denna strömförsörjning. Dessa system kan indelas i statiska och roterande matare. De roterande systemen indelas i växelströmsmatarsystem och i likströmsmatarsystem. En arbetsgrupp inom IEEE har lagt fram ett standardiseringsförslag för representation av magnetiseringssystem¹⁰.

Här kommer endast statisk matare att betraktas. Likriktning av växelström sker med någon lämplig tyristorkoppling framför generatorns fältlindning. Spänningsregulatorn till aktuell generator är en ASEA-regulator av typ FREA. Blockschemat för denna regulator återfinns i fig 4.



Figur 4. Blockschemat för spänningsregulatorn.

Vid datorrepresentation kan vissa förenklingar göras. Tyristorlikriktaren kan liknas vid en förstärkningskonstant, K_{Ty} , som beror på matarens toppspänning. För att nå enhetlighet mellan olika maskiner väljes K_a så att $K_a \cdot K_{Ty} = 1$. Tidskonstanten T_a blir i detta fall $T_a = 2$ ms vilket är mycket mindre än såväl $T_i = 2.3$ s som $T_f = 25$ ms. Man ser att förhållandet mellan tidskonstanterna är $T_i \gg T_f \gg T_a$. Vid datorsimuleringen har både T_f och T_a försumrats för att minska tidsåtgången i varje simulering. SIMNON-programmet för regulatorn finns i appendix 3b. I modellen omvandlas insig-

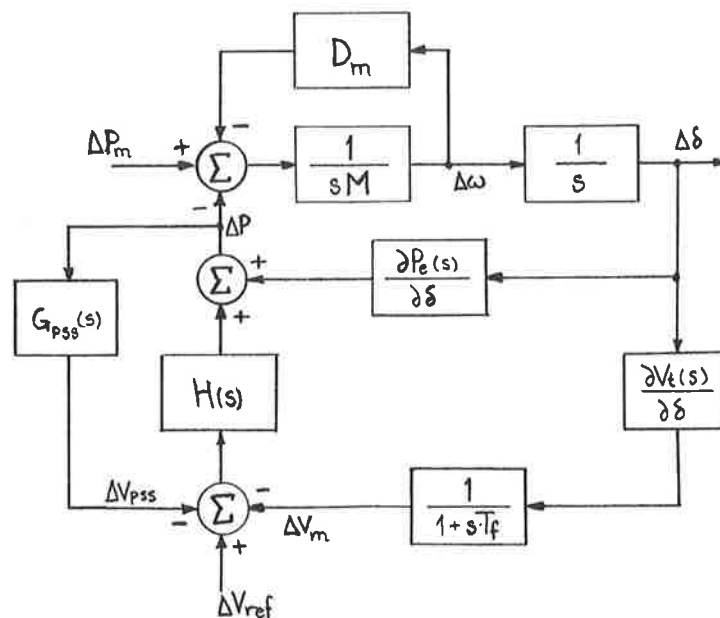
nalen från SI- till per unit-värde. Beräkningarna görs i per unit-värden men utsignalen är given i SI-enheter. I programmet begränsas regulator-matare-systemets utsignal innan den styr magnetiseringsspänningen.

2.5 Dämptillsatsen.

2.5.1 Teori

Rotorns elektriska position är given av vinkeln θ , och dess vinkelhastighet är då tidsderivatan av θ . Rotorns vinkelhastighet är i fas med det dämpande momentet. För dämpning krävs alltså att dämptillsatsens utsignal varierar i fas med rotorns vinkelhastighet eftersom syftet är att dämpa pendlingar i den aktiva effekten.

Insignalen till dämptillsatsen kan vara elektrisk uteffekt, frekvens, rotorhastighet eller magnetiseringsström. Utsignalen, i praktiken begränsad, utgör ett bidrag till spänningsregulatorns insignal och påverkar därmed magnetiseringsspänningen.



Figur 5. Blockschema för reducerad reglermodell.

Betrakta blockschemat i fig 5. Det framgår, med elektrisk uteffekt som insignal till dämptillsatsen, att dess inverkan på uteffekten är

$$\Delta P_{pss} = -H(s)G_{pss}(s) \Delta P . \quad (2.12)$$

Överföringsfunktionen definieras av $H(s) = -\Delta P_{pss} / \Delta V_{pss}$ och beror på regulator, matare och generator. Fasläget mellan ΔP och $\Delta \omega$ bestäms ur rörelse-ekvationen i effekt-hastighetskretsen. Av detta följer att

$$\Delta \omega = - \frac{1}{sM + D_m} \Delta P . \quad (2.13)$$

Vanligen kan D_m försummas vilket ger

$$\Delta \omega = - \frac{1}{sM} \Delta P . \quad (2.14)$$

Effektsignalens fas ligger 270° före vinkelhastigheten, m a o ΔP ligger 90° efter $\Delta \omega$. För att dämptillsatsens utsignal ska vara i fas med rotorhastigheten krävs att ΔP_{pss} ligger 90° före ΔP . Då uppfyller dämptillsatsen

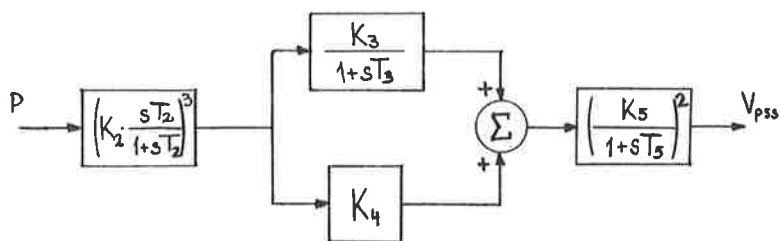
$$\arg(H(j\omega)G_{pss}(j\omega)) = -90^\circ , \quad (2.15)$$

och det synkroniserade momentet förblir opåverkat.

Maskinens acceleration är proportionell mot den aktiva effekten under förutsättning att turbinmomentet är konstant. Effekten bör passera ett högpassfilter så att permanenta avvikelser i spänning, orsakade av turbinmomentet, elimineras.

2.5.2 Datormodellen.

Denna studie begränsas till ASEAs dämptillsats QAVD 101. Den utnyttjar aktiv effekt som insignal. Insignalen är proportionell mot maskinens acceleration och efter högpassfiltrering skapas därtill en hastighetsfelsignal. Dessa två signaler lågpasfilteras och tillförs spänningsregulatorn. Blockschemat över dämptillsatsen visas i fig 6.

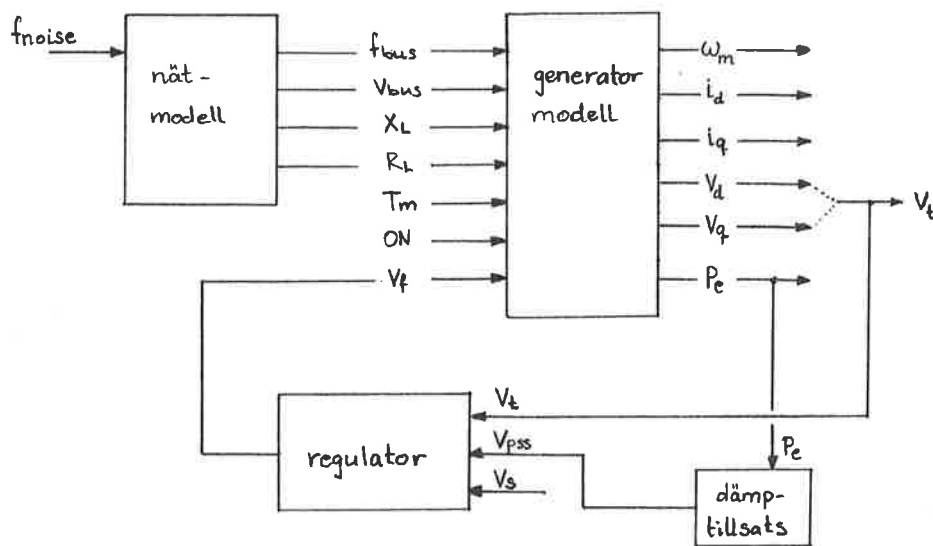


Figur 6. Blockschema för dämptillsatsen.

Enbart förstärkningskonstanterna K_3 och K_4 är reglerbara och intresset riktas på dessa parametrars inverkan på dämpningen. Datormodellen som används är skriven i SIMNON och återfinns i appendix 3c. Tidskonstanten $T_5=0.01$ s har försummats då den är betydligt mindre än både $T_2=4.5$ s och $T_3=2.0$ s. Detta medför att man kan förkorta simuleringstiden. Insignalen är den aktiva effekten från generatoren och anges i SI-enheter, varefter denna omvandlas sedan till per unit-värde. Högpasfiltret och integratorn skrivs om i tillståndsform. Summation av hastighets- och accelerationssignalen samt multiplicering med spänningsbasen ger utsignalen. De fyra tillstånden kräver initialvärden, som beror på vald arbetspunkt, så att derivatorna blir noll.

2.6 Sammankoppling av det simulerade systemet.

De ingående delarna av det inledningsvis beskrivna systemet har nu modellerats i programspråket SIMNON. Dessutom krävs dock en sammanbindande länk. I ett speciellt program definieras hur de olika delarnas in- och utsignaler ska knytas ihop. Datorprogrammet i sig är ointressant men signalschemat nedan kan behöva vissa kommentarer.



Figur 7. Signalsambandsschema.

Kommentarer till figuren :

Signalen "fnoise" styr frekvensbruset och kan tilldelas ett eventuellt värde i ett biblioteksunderprogram. Mekaniskt moment T_m anges som en konstant. "ON" är en logisk variabel som styr till/från-kopplingen mellan nät och generator. Klämspänningen v_t beräknas ur spänningskomponenterna v_d och v_q . Referensspänningen V_{ref} ingår i regulatormodellen som en parameter. Signalen v_s är en hjälpstorhet med vilken börvärdesändringar av referensvärdet kan simuleras. Med två olika logiska variabler kan dämptillsats och/eller spänningsregulator bortkopplas.

3. ÖVERFÖRINGSFUNKTIONER OCH DERAS ANVÄNDNING.

3.1 Inledande diskussion.

Överföringsfunktionen $\Delta P/\Delta V_{ref}$ för ett verkligt system är en mätbar storhet¹¹. I syfte att förenkla systemet generator-regulator i fig 2 riktas intresset mot denna överföringsfunktion. Behovet av överföringsfunktionerna $\Delta P/\Delta v_f$ och $\Delta v_t/\Delta v_f$ blir då uppenbart. Bestämning av dessa förutsätter en linjär generatormodell. Likaså vore det intressant, om det fanns något villkor för dämptillsatsens inverkan, uttryckt m h a denna överföringsfunktion. Ett eventuellt samband mellan $H(s)$ och $\Delta P/\Delta V_{ref}$ kan ligga till grund för det sökta villkoret. Därtill krävs kännedom om $H(s)$ och $G_{pss}(s)$, om argumentvillkoret (2.15) ska kunna utnyttjas. För att lösa ut nämnda överföringsfunktioner linjäriseras generatormodellen kring några stationära arbetspunkter.

3.2 Startvärden till generatormodellen.

En stationär arbetspunkt karakteriseras av att tillståndens derivator är noll. Generatormodellen kräver startvärden på tillstånden. Tillstånden konvergerar snabbare mot stationäritet med väl valda startvärden än med noll som startvärden. Framtagandet av startvärden kan ske genom simuleringar eller genom beräkningar.

Beräkningsmetoden bygger på förutsättningen att generatorspänningen har sitt märkvärde, $v_t=1.0$ pu, i stationära arbetspunkter. Vid full last är den skenbara effekten $S=v_t i=1.0$ pu vilket medför att generatorströmmen $i=1.0$ pu. Halv last karakteriseras av $S=0.5$ pu och då är även $i=0.5$ pu. På samma sätt är $i=0.25$ pu då $S=0.25$ pu. Om maskinreaktanser och maskinens effektfaktor nu är givna kan strömmens och spänningens d- och q-komponenter beräknas. Sambandet

$$X_q i_q \sin(90-(\varphi+\delta_o)) = v_t \sin \delta_o, \quad (3.1)$$

vilket ger värdet på δ_o , fås ur visardiagrammet i fig 8.

$\omega_m = 1.0$ pu och att ankarresistansen R_a kan försummas.

Som bieffekt får man lämpligt värde på det elektriska momentet via ekv (2.11) som balanserar mekaniskt moment vid stationäritet. T_e -värdet ansätts som insignal för T_m i generatormodellen och hålls konstant.

Ett datorprogram, skrivet i PASCAL, för dessa beräkningar har utvecklats och det finns i appendix 3d. Med startvärdesberäkningen får man sådana starttillstånd som möjliggör en snabb konvergens vid simulering till en stationär arbetspunkt för generatormodellen. Detta sker helt fristående från simuleringsmodellen.

3.3 Linjärisering och val av nätreaktans.

Linjäriseringen var, de facto, redan utförd av Tekn Dr S-E Mattsson men, noggrannkontroll utfördes av genomförda beräkningar. Den linjäriserade generatormodellens tillståndsekvationer finns i appendix 4. Linjäriseringen ligger till grund för framtagandet av överföringsfunktionerna. A-matrisen är densamma för de båda behövliga överföringsfunktionerna $\Delta P/\Delta v_f$ och $\Delta v_t/\Delta v_f$. Likaså är B-matrisen gemensam, eftersom insignalen är samma. Olika rader i C-matrisen blir aktuella och för $\Delta v_t/\Delta v_f$ handlar det egentligen om två rader. Klämspänningen ges av

$$v_t = \sqrt{v_d^2 + v_q^2} \quad , \quad (3.7)$$

och efter differentiering

$$\Delta v_t = (v_d \Delta v_d + v_q \Delta v_q) / v_t \quad , \quad (3.8)$$

där beräkningar gjorts enligt högerledet.

Linjäriseringen har gjorts kring olika arbetspunkter och följts upp av egenvärdesanalys. På så sätt har stabilitetsgränser m a p reaktansen X_L nåtts. Vid full last, $P=0.93$ pu, uppnås gränsen där A-matrisen blir instabil för $X_L=0.6$ pu. Även för andra, lägre värden på P hamnar denna gräns kring $X_L=0.6$ pu.

Till den kompletta simuleringsmodellen används tre startvärdesfiler som representerar olika lastfall. I dessa lastfall är S lika med 1.0, 0.5 och 0.25 pu då $v_t=1.0$ pu. Nätimpedansen är $Z_L=(0.03+j0.32)$ pu för alla filerna. Tillståndens initialvärden från dessa filer finns i appendix 5. Det är följaktligen en kombination av beräknade startvärden och simuleringar som utnyttjas för att nå olika stationära arbetspunkter.

3.4 Bestämning av överföringsfunktioner.

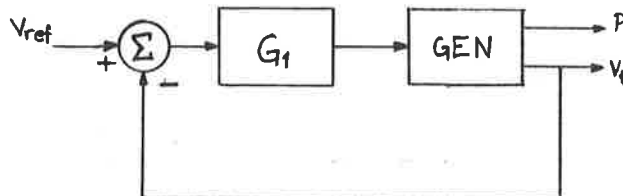
Med hjälp av fig 9 inses sambandet

$$\frac{\Delta P}{\Delta V_{\text{ref}}} = \frac{G_1 G_2}{1 + G_1 G_3} \quad (3.9)$$

G_1 är överföringsfunktionen för det förenklade systemet matare-regulator. G_2 står för $\Delta P/\Delta v_f$ och G_3 för $\Delta v_t/\Delta v_f$ och båda har samma A-matris. För att undvika tillståndsdubbling skrivs de som polynomkvoter med lika nämnare, $G_2 = P(s)/N(s)$ och $G_3 = V(s)/N(s)$. Nu kan (3.9) utvecklas till

$$\frac{\Delta P}{\Delta V_{\text{ref}}} = \frac{K_p (1 + sT_i) P(s)}{sT_i N(s) + K_p (1 + sT_i) V(s)} \quad (3.10)$$

Rötterna till polynomen $P(s)$, $V(s)$ och $N(s)$ bestäms och därefter är det lätt att bestämma Bodediagrammet för $\Delta P/\Delta V_{\text{ref}}$. Fas- och amplitudkurvor för olika arbetspunkter finns i diagram 1-3. I appendix 5 finns dessa arbetspunkter tabellerade.



Figur 9. Reducerat blockschema för generatorns omgivning.

Nollställena och poler till $\Delta P/\Delta V_{\text{ref}}$ är alltså kända vilket innebär att man kan förenkla modellen av generator-regulator-systemet. För $P=0.93$ pu, $X_L=0.12$ pu har man, förutom ett nollställe långt ut på negativa reella axeln, följande:

nollställena $s=-0.012$ $s=-0.157$ $s=-0.435$ $s=-24.6$ $s=-8.28+1325.25$

poler $s=-0.551$ $s=-1.09$ $s=-23.3$ $s=-29.65$ $s=-1.22+i10.1$ $s=-11.5+i1313.8$

Inverkan i $\omega \in [0.5, 15]$ rad/s har man huvudsakligen av polerna $s=-0.551$, $s=-1.09$, $s=-1.22+i10.1$ och av nollstället $s=-0.435$. Antag att $s=-0.551$ och $s=-0.435$ tar ut varandra.

Då kan man skriva

$$\frac{\Delta P}{\Delta V_{\text{ref}}} = \frac{Cs^2}{(s+1.09)(s^2+2.44s+103.5)} \quad (3.11)$$

Generator-regulator-modellen av 8:e ordningen har reducerats till 3:e ordningen. Konstanten C bestäms så att amplitudkurvan hamnar rätt i det aktuella frekvensintervallet. s^2 -termen i täljaren härrör från de försummade långsamma nollställena $s=-0.012$ och $s=-0.157$. Bodediagram för denna förenklade modell med $C=8$ finns i diagram 4. Överensstämmelsen med diagram 1 är god i det betraktade intervallet och det tyder på en möjlig förenkling av modellen.

I avsnitt 2.5.1 introducerades överföringsfunktionen $H(s)$ och argumentvillkoret baserades på den. $H(s)$ beror på olika faktorer såsom maskinparametrar, regulator och nätförhållanden¹². Deras samband kan tecknas

$$H(s) = \frac{G_f(s)F_e(s)v_t v_{\text{bus}} \sin \delta}{X_{de}(s)v_t + G_f(s)X_L F_e(s)F_m(s)v_q} \quad (3.12)$$

där de olika beteckningarna står för :

$$G_f(s) = \frac{1}{1+sT'_{d0}+s^2T'_{d0}T''_{d0}}, \quad X_{de}(s) = \frac{X_d+sT'_{d0}X'_d+s^2T'_{d0}T''_{d0}X''_d}{1+sT'_{d0}+s^2T'_{d0}T''_{d0}} + X_L$$

som karakteriserar generatorn och

$$F_e(s) = K_p \frac{1+sT_i}{sT_i}, \quad F_m(s) = \frac{1}{1+sT_f}$$

som karakteriserar regulator resp mätomvandlare.

Analogt med tidigare förfarande sökes rötterna till täljare och nämnare varefter Bodediagrammet ritas. Se diagram 5. För ett visst X_L förändras $H(s)$ endast obetydligt vid ändrad aktiv effekt. Alltså är det tillräckligt att betrakta de faskurvor som erhålles för $P=0.93$ pu med några olika externa reaktanser.

För dämp tillsatsen QAVD 101, fig 6, tecknas följande överföringsfunktion:

$$G_{pss}(s) = \left(K_2 \frac{sT_2}{1+sT_2} \right)^3 \left(\frac{K_3}{1+sT_3} + K_4 \right) \left(\frac{K_5}{1+sT_5} \right)^2. \quad (3.13)$$

Ur detta kan argumentet bestämmas till

$$\arg G_{pss}(j\omega) = \frac{3\pi}{2} - C(\omega) + \arctan\left(\frac{K_4}{K_3+K_4} \omega T_3\right) \quad (3.14)$$

där

$$C(\omega) = 3\arctan(\omega T_2) + 2\arctan(\omega T_5) + \arctan(\omega T_3).$$

Det är uppenbart att dämp tillsatsens fasläge beror på parameterinställningen. Konstanterna K_3 och K_4 har inställbara värden enligt nedan. Fasläget beroende på inställning åskådliggörs i diagram 6-10.

K_3	0	13	25	50	100	200	$\frac{\text{pu}(\Delta U)}{\text{rad/s}}$
K_4	0	2.5	5	10	20	40	$\frac{\text{pu}(\Delta U)}{\text{rad/s}^2}$

Tabell 1. Möjliga förstärkningar för K_3 , K_4 .

Värdena i tabell 1 är relaterade till andra dämp tillsatsinsignaler än aktiv effekt. Insignalen förutsättes vara rotorhastighet för K_3 och rotorns acceleration för K_4 . När signalen är aktiv effekt så måste dessa K-värden räknas om och då med olika omräkningsfaktorer. Tabell 2 visar motsvarande möjliga förstärkningar då signalen är aktiv effekt.

K_3	0	1.22	2.44	4.97	10.3	19.7	$\frac{\text{pu}(\Delta U)}{\text{pu}(\Delta P)}$
K_4	0	0.122	0.24	0.50	1.03	1.97	$\frac{\text{pu}(\Delta U)}{\text{pu}(\Delta P)}$

Tabell 2. Möjliga förstärkningar då signalen är aktiv effekt.

Eftersom förhållandet mellan K_3 och K_4 förändras så följer att faslägena för dämp tillsatsen åskådliggjorda i diagram 6 - 10 inte stämmer med möjliga inställningar för QAVD 101. I fortsättningen har värden ur tabell 1 använts.

4. TEORETISK PARAMETERBESTÄMNING.

4.1 Fast parameterinställning.

Ett idealt fasläge för dämptillsatsen kan formuleras utifrån argumentvillkoret (2.15) och fasläget för $H(s)$. Summan av argumenten för $H(s)$ och $G_{pss}(s)$ ska för varje ω vara -90° . Den ideala faskurvan för en viss nätreaktans X_L erhålles genom spegling av $H(s)$'s faskurva i -45° -linjen. De ideala faslägena för en dämptillsats vid några olika nätreaktanser finns skissade i diagram 11. Utöver detta argumentvillkor finns ett amplitudvillkor dikterat. Förstärkningen i tillsatsutrustningen måste begränsas för såväl höga som mycket låga pendlingsfrekvenser för att undvika svårigheter med spänningsregleringen¹³. I detta arbete görs parameterbestämningen med argumentvillkoret som grund.

Ingen av faskurvorna (diagram 6-10) sammanfaller helt med de ideala faslägena (diagram 11). Enbart en parameterinställning kan alltså inte uppfylla villkoret för dämpning i hela intervallet 1 - 10 rad/s. För att något sänär satisfiera argumentvillkoret (2.15), d v s hamna i närheten det ideala fasläget, bör man välja höga K_3 -värden för $\omega < 2$ rad/s. Men då är avvikelserna från det ideala fasläget stort för $\omega > 4$ rad/s. Fördelaktigare vore att välja lägre K_3 -inställningar för dessa ω . Detta gäller allmänt.

En fasavvikelse från det ideala måste tolereras för att man ska kunna begränsa sig till en inställning. Föreslagna toleransgränser¹⁴ för fasvinkeln för $G_{pss}(j\omega)H(j\omega)$ visas i diagram 12. Dessa gränser relateras till ett medellastfall. En inställning vars fasläge hamnar inom det markerade området i den nedre bilden i diagram 12 skulle kunna användas för alla undersökta lastfall.

Nuvarande parameterinställning, $K_3=0$, $K_4=2.5$, är vald så att effektpendlingar med en frekvens motsvarande maskinens egenpendlingsfrekvens dämpas. Med denna inställning hamnar man utanför toleransgränserna vid långsamma effektpendlingar. Med ledning av diagrammen 6-10 och 12 kan man konstatera att en enda inställning räcker inte till för att uppfylla villkoret (2.15) även om fasavvikelse tolereras. Om man väljer parameterinställningen $K_3=13$, $K_4=2.5$ så ligger fasläget för $G_{pss}(j\omega)H(j\omega)$ inom toleransgränserna för medellastfallet då $2 < \omega < 5$ rad/s. För såväl högre som lägre vinkelfrekvenser hamnar fasläget utanför men i anslutning till gränserna bättre än övriga inställningars faslägen.

4.2 Optimal parameterinställning.

4.2.1 Allmänt.

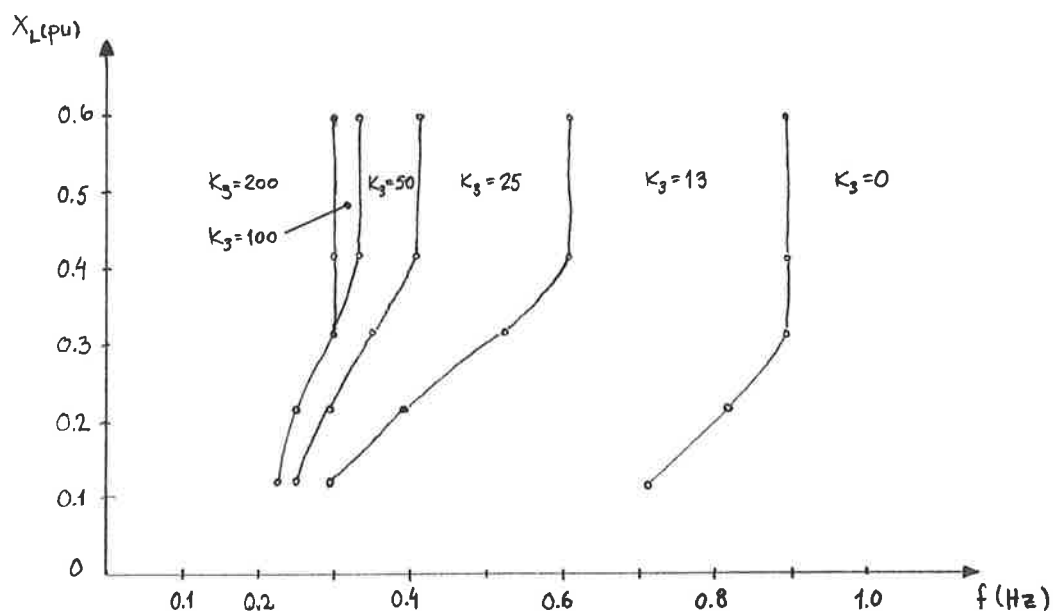
Optimal inställning innebär att parametrarna väljs så att en viss störningsfrekvens dämpas optimalt. Inställningen ändras allt eftersom frekvensen ändras. Vid lugndrift är parametrarna valda för dämpning av maskinpendlingsfrekvensen. Svårigheter kan uppstå vid störningar med flera överlagrade frekvenser. En inställning som är avsedd att dämpa en viss frekvens kan vara förödande för en annan frekvens. Här ska två olika tillvägagångssätt för optimal parameterinställning behandlas. Det första bygger på val av inställning vid olika pendlingsfrekvenser m h a faskurvor för dämptillsatsen, medan det andra är att teoretiskt söka explicita uttryck för K_3 och K_4 .

4.2.2 Schemalagd parameterinställning.

Om man betraktar en faskurvskara, t ex den i diagram 6 där $K_4=2.5$, kan det ideala fasläget för någon arbetspunkt inritas. I skärningarna mellan idealt fasläge och de olika inställningarnas faslägen är argumentvillkoret (2.15) uppfyllt. Vid dessa frekvenser är optimal inställning väldefinierad. För att kunna täcka in så mycket som möjligt av frekvensområdet måste man tillåta att varje inställning gäller för ett frekvensintervall. Där skärningarna sker i det närmaste under rät vinkel är det fördelaktigt att välja korta intervall. Med lämpliga val på intervalllängderna kan ett sammanhängande frekvensområde täckas.

Diagram 13 visar faskurvor för olika K_3 -värden då $K_4=2.5$ samt det ideala fasläget för dämptillsatsen när $X_L=0.32$ pu. De olika inställningarnas giltighetsområden projiceras ned på frekvensaxeln. Giltighetsområdena för $K_3=200$ och $K_3=0$ borde vara kortare men eftersom de är ytterlighetsinställningar så låter man dessa gälla till intervalllets ändpunkter. På så sätt erhålles ett inställningsschema som täcker frekvensintervallet 0.16 - 1.6 Hz. För andra lastfall gäller andra inställningsscheman.

Parameterinställningen beror på nätreaktans, aktiv effekt och effektpendlingens frekvens. I avsnitt 3.4 nämndes att den aktiva effektens inverkan på dämptillsatsens ideala fasläge är försumbar. Till följd av detta kan man för varje K_4 -värde rita K_3 -värdenas giltighetsområde i ett f - X_L -diagram. Figur 10 exemplifierar ett sådant diagram.



Figur 10. Parameterinställningars giltighetsområden då $K_4=2.5$.

Om man följer den vågräta linjen $X_L=0.32$ pu så får man inställningsschemat

$f \leq 0.30$ Hz	$K_3=200$
$0.30 < f \leq 0.35$ Hz	$K_3=50$
$0.35 < f \leq 0.53$ Hz	$K_3=25$
$0.53 < f \leq 0.89$ Hz	$K_3=13$
$0.89 < f$ Hz	$K_3=0$

Detta schema kan även tas fram ur diagram 13.

Genom att införa de tidigare givna toleransgränserna för dämptillsatsens fasvinkel (se diagram 14) så kan det nyss presenterade inställningsschemat förenklas. Låt $K_3=50$ för $f \leq 0.35$ Hz och $K_3=13$ för $f > 0.35$ Hz. Men då hamnar de delar av faskurvan där $f < 0.2$ Hz och $f > 1.0$ Hz utanför gränserna. Nu ligger fasläget dock närmare det ideala för lägre frekvenser än 0.2 Hz än då enbart en fast inställning gäller för hela intervallet. Denna förenkling har gjorts för lastfallet $X_L=0.32$ pu. Vid teoretisk parameterbestämning m h a fasdiagram kan man se, genom att införa toleransgränser för andra lastfall, att detta förenklade inställningsschema kan tillåtas att gälla även för dessa.

4.2.3 Beräkning av parameterinställning.

Såväl $H(s)$ som dämp tillsatsens överföringsfunktion $G_{pss}(s)$ är kända enligt (3.12) och (3.13). Tillsammans med argumentvillkoret (2.15) leder detta till

$$\frac{K_4}{K_3 + K_4} = \frac{1}{\omega T_3} \cdot \tan(C(\omega) - \arg H(j\omega)) \quad (4.1)$$

Arg $H(j\omega)$ kan bestämmas ur (3.12) genom att argumenten för täljare och nämnare räknas var för sig och subtraheras. Parameterinställningen är inte entydigt bestämd genom kvoten $K_4/(K_3 + K_4)$. Endast förhållandet mellan dessa är givet genom

$$K_4 = \frac{\kappa}{1 - \kappa} K_3 \quad (4.2)$$

där κ är kvotens numeriska värde. Kvoten kan uppvisa negativa värden då $C(j\omega) - \arg H(j\omega)$ hamnar utanför intervallet $[0, 90]^\circ$. En sådan inställning av K_3 och K_4 är inte möjlig för denna typ av dämp tillsats. För att exemplifiera uttryckets användning så har kvoten beräknats för några ω -värden. Se tabell 3. Dessa värden på kvoten κ gäller vid en stationär arbetspunkt karakteriserad av $P=0.93$ pu, $X_L=0.32$ pu. Ekv (4.1) uppvisar negativa värden för sådana ω där det ideala fasläget ligger utom räckhåll för tillsatsens möjliga faslägen. Som synes finner man dessa ω i ändarna av vinkelfrekvensintervallet. För att kunna täcka in ett större intervall måste andra tidskonstanter eller ett annat filter väljas.

ω	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
κ	-0.43	0.05	0.13	0.18	0.24	0.38	0.93	-1.40	-0.36	-0.20

Tabell 3. Värden på κ för $P=0.93$ pu, $X_L=0.32$ pu.

5. VERIFIERING.

5.1 Metoden och dess begränsningar.

Verifieringen av dämptillsatsens inverkan vid störningar som ger upphov till effektpendlingar sker här genom frekvensanalys. På nätfrekvensen initieras en kontinuerlig, lågfrekvent pendling med låg amplitud. En snabb titt i signal-sambandsschemat, fig 7, visar att det saknas återkoppling från generatoren till nätet. Resultatet blir att frekvensens oscillation förblir opåverkad av dämptillsatsen. Däremot påverkas amplituden hos pendlingen i aktiv effekt av dämptillsatsens inställning. Alltså kan analysen genomföras om intresset riktas mot amplitudförändringar i effektpendlingen. Några olika störningsfrekvenser initieras i området 0.16 - 1.6 Hz med variablerna A och f_p , störningens amplitud resp frekvens, i nätmodellen. Störningens amplitud jämförs med effektpendlingens amplitud när effektpendlingen har stabiliserat sig till stationär pendling. Förstärkningsfaktorn tecknas som den aktiva effektens topp till topp värde i per unit dividerat med frekvensens topp till topp värde i per unit. Frekvensbasen är vald till 50 Hz. Detta förs in i ett log-log diagram och amplitudkurvan för $\Delta P/\Delta f_{bus}$ är ett faktum. Effektpendlingens amplitud avläses från en terminalskärm vilket gör att högst tre siffrors noggrannhet kan anges.

5.2 Utförda analyser och resultat.

Kurva 1 i diagram 15 visar den upptagna amplitudkurvan för överföringsfunktionen $\Delta P/\Delta f_{bus}$. Kurvan gäller för generator-regulator-systemet utan dämptillsats vid arbetspunkten $P=0.93$ pu, $X_L=0.32$ pu.

Kurva 2 visar amplitudförstärkningen med dämptillsats och nuvarande fasta inställningen, $K_3=0$, $K_4=2.5$, för vattenkraftgeneratorer vid samma arbetspunkt. Jämfört med amplitudkurva 1 är dämpningen avsevärt bättre i området 0.8 - 1.6 Hz, d v s för maskinpendlingar. Däremot förstärks långsamma effektpendlingar med en faktor 2.

Fast parameterinställning, $K_3=25$, $K_4=2.5$, ger kurva 3. Inställningen förbättrar dämpningsförhållandena i frekvensområdet 0.3 - 0.9 Hz jämfört med den nuvarande fasta inställningen. Dämpningen är något bättre ända ner till 0.2 Hz men effektpendlingen förstärks fortfarande av dämptillsatsens inverkan

vid lågfrekventa störningar. Vid maskinpendlingsfrekvensen bibehålles dämpningsförhållandena i stort.

Maskinpendlingar med $f=1.4$ Hz (mätning i diagram 16a) initierades med en börvärdesändring av referensspänningen. Tillsatsens inverkan på dessa visas i diagram 16b,c,d.

Samma inställning ($K_3=25, K_4=2.5$) användes för nätreaktanserna $X_L=0.12$ pu och $X_L=0.6$ pu. Avvikelserna från amplitudkurva 3 är ganska små (se tabell 4) vilket tyder på att inställningen är användbar för andra reaktanser mellan 0.12 och 0.6 pu.

Vid val av en enda, fast parameterinställning för aktuell dämptillsats och generatorn Messaure 3 föreslås $K_3=25$ och $K_4=2.5$. För detta val har endast argumentvillkoret beaktats. Om hänsyn toges till toleransgränserna för fasvinkeln givna i avsnitt 4.1 så hamnar man utanför dessa för $f > 0.64$ Hz. Men diagram 16 visar att dämpningen av maskinpendlingar inte blir lidande av detta.

f (Hz)	$\Delta P / \Delta f_{bus}$		
	$X_L=0.12$ pu	0.32 pu	0.60 pu
0.16	9.0	9.1	9.8
0.32	10.0	10.0	11.3
0.48	11.5	12.3	12.3
0.64	14.3	13.2	13.8
0.80	18.3	17.8	14.5
0.96	22.0	20.0	16.0
1.11	24.5	22.4	18.8
1.27	27.0	22.9	20.0
1.43	32.5	26.9	21.3
1.59	33.0	30.9	23.8

Tabell 4. Amplitudförstärkning för olika X_L .

Frekvensanalys med parameterinställningar enligt föreslagna schemat för $X_L=0.32$ pu i punkt 4.2.2 visade att $K_3=200$ gav kraftig förstärkning i intervallet 0.16 - 0.3 Hz. Inställningen $K_3=100$ gav betydligt bättre resultat. Dämpningen av störningar med låg frekvens blir bättre än för andra, lägre K_3 -värden.

Kurva 2 i diagram 17 visar amplitudförstärkningen om parametrarna ställs in efter det givna schemat. Jämförelse med amplitudkurvan för $X_L=0.32$ pu då dämptillsatsen är urkopplad (kurva 1) visar att man får dämpning i nästan hela frekvensområdet. Maskinpendlingar dämpas rejält. Pendlingar med

frekvenser 0.3 - 1.0 Hz är väl dämpade. Effektpendlingar med $f < 0.2$ Hz förstärks fortfarande, men nu mindre markant.

Inställningsscheman för andra X_L -värden som kan avläsas ur diagrammet i fig 10 uppvisar motsvarande dämpningsförhållanden i de olika frekvensintervallen.

Frekvensanalys med det förenklade inställningsschemat $K_3=50$ för $f \leq 0.35$ Hz och $K_3=13$ för $f > 0.35$ Hz då $K_4=2.5$ och $X_L=0.32$ pu ger amplitudkurva 3 i diagram 17. För att dämpningen ska bli minst lika bra nu som med fast parameterinställning väljes $K_3=25$ för $f > 0.35$ Hz. Endast mindre avvikelser från denna amplitudkurva uppstår för andra lastfall.

Det enklare inställningsschemat är att föredra eftersom dämpningen av effektpendlingar med frekvenser $f < 0.25$ Hz tydligen är föga påverkbara med denna typ av dämp tillsats då endast K_3 och K_4 varieras. Därtill är schemat väldigt enkelt, närmast att likna vid två alternativa, fasta inställningar.

6. SAMMANFATTNING.

Analysen av dämptillsatsens inverkan vid effektpendlingar torde kunna utföras fullständigare med en annorlunda simuleringsmodell. Det är genom valet av statisk nätmodell som analysmöjligheterna begränsas. Såväl ett amplitudvillkor som ett argumentvillkor ställs på tillsatsens inverkan vid pendlingar. Då är det väsentligt att kunna studera både fasläget och amplituden för pendlingsförloppen i systemet. Verifieringen i avsnitt 5 baseras på amplituden hos den stationära effektpendlingen som uppstår till följd av en på nätfrekvensen överlagrad sinusformad störning. För att denna störning ska kunna påverkas av dämptillsatsen behövs en dynamisk nätmodell. Nätets frekvens och spänning kommer i viss mån att vara beroende av generatormodellens utsignaler. Dämptillsatsens inverkan på generatorn, och därmed på nätet, bestäms ju av generatorns aktiva uteffekt.

Hur ska man då göra simuleringsmodellen dynamisk i detta avseende ?

En tänkbar lösning vore att koppla samman en multimaskinmodell med statistiska nätmodeller mellan maskinerna. Ett enklare specialfall får man om man begränsar sig till två maskiner. Ett snarlikt sätt är att koppla samman två generatormodeller där den ena representerar nätet. Den sistnämnda förenklas och tilldelas ett mycket större tröghetsmoment än den generator som ska studeras. I en dynamisk simuleringsmodell ställs krav på en ordentlig karakterisering av nätet och generatorn. Förenklingen utifrån generator-regulator-systemets överföringsfunktion antyds i avsnitt 3.4. Alternativt kan den linjäriserade generatormodellen förenklas genom att något eller några tillstånd elimineras.

Detta examensarbete har begränsats till studier av ASEAs dämptillsats QAVD 101 och då framförallt till två av dess förstärkningskonstanter inverkan på effektpendlingar. Studien har resulterat i ett förslag till en fast parameterinställning och ett inställningsschema för optimala parametrar.

Följden av förstärkningskonstanternas relation till andra insignaler än aktiv effekt blir att dessa resultat är något missvisande. Det principiella utförandet av analysen i avsnitt 4 och verifieringen i avsnitt 5 kvarstår dock. Men faskurvorna i diagram 6 - 10 kommer att se annorlunda ut i det undersökta intervallet med K-värden enligt tabell 2. (Dock förblir faskurvan $K_3=0$, K_4 godtycklig oförändrad.)

Frekvensanalyserna som redovisas i diagram 15 och 17 förändras också beroende på om K -värden enligt tabell 1 eller tabell 2 (som är de rätta) används. Lägg dock märke till att kurva 1 i resp diagram är riktig eftersom dämptillsatsen är fränkopplad. Även dämpningen i diagram 16b-d är missvisande.

Om man åter ser till dämptillsatsen så är dess möjligheter inte uttömda i och med studier kring förstärkningskonstanterna K_3 och K_4 . Ekv (3.14) visar att även tidskonstanterna T_2 , T_3 och T_5 påverkar tillsatsens fasläge.

Det ligger nära till hands att tillgripa fasavancerande och fasretarderande nät för att rätta ut dämptillsatsens faskurva så att den närmar sig den ideala. Argumentvillkoret (2.15) skulle då kunna uppfyllas även för lågfrekventa systempendlingar. Det explicita uttrycket för K_3 och K_4 tyder också på att detta är möjligt om negativa förstärkningar kan tillåtas. En betydande faktor i arbetet att göra dämptillsatsens parameterinställning adaptivt är toleransgränserna för avvikelserna från det ideala fasläget. Slutligen kan man konstatera att parameterbestämningen sker lämpligast efter en teoretisk analys som följs upp av simuleringar.

NOTER

- 1 Fitzgerald & Kingsley, 1961, Electric Machinery, s 223-233
- 2 idem, s 228, ekv 5.28-31
- 3 idem, s 231, ekv 5.41-42
- 4 idem, s 231-232, ekv 5.43-53
- 5 Olive D, 1968, "Digital Simulation of Synchronous Machine Transients",
IEEE-PAS Vol-87, No 8, s 1670
- 6 idem, s 1671, ekv 23-25
- 7 Mattsson S-E, 1984, Modelling and Control of Large Horizontal Axis
Wind Power Plants, Appendix B.9, s 159
- 8 idem, Appendix B.2, s 145
- 9 idem, Appendix B.2, s 148, ekv B.2.24-25 Dessa två ekvationer ger
strömkomponenterna då statordynamiken är fränkopplad.
- 10 IEEE Committee Report, 1968, "Computer Representation of Excitation
Systems", IEEE-PAS Vol-87, No 7, s 1460-1464
- 11 Lysfjord mfl, 1984, Metoder för inställning av dämptillsatser i
nordelnätet, s 5-8
- 12 Lysfjord mfl, 1982, Förbättrad dämpning av effektpendlingar i
nordelnätet, s 9
- 13 idem, s 17
- 14 idem, s 19 samt bilaga 23

LITTERATURFÖRTECKNING

- ASEA Information,FKGK sept 1973,KK 820-504
- ASEA Information,FKGK nov 1973,KK 829-913
- DeMello F & Concordia C,1969,"Concepts of Synchronous Machine Stability
as Affected by Excitation Control",
IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems,Vol PAS-88,No 4
- Fitzgerald & Kingsley,1961,Electric Machinery,McGraw-Hill,2:a uppl
- Hallenius K-E,1984,Elektriska Maskiner,Liber Läromedel,uppl 2:3
- IEEE Committee Report,1968,"Computer Representation of Excitation Systems",
IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems,Vol PAS-87,No 7
- Ingelstam mfl,1980,TEFYMA,Sjöbergs förlag,1:a uppl,8:e tryckn
- Larsen E V & Swann D A,1981,"Applying Power System Stabilizers Part I-III",
IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems,Vol PAS-100,No 6
- Lindahl P-E,1983,Elkraftteknik,Studentlitteratur,2:a uppl
- Lysfjord mfl,1982,Förbättrad dämpning av effektpendlingar i nordelnätet,
Teknisk rapport av Dynamiska gruppen,1982-06-15
- Lysfjord mfl,1984,Metoder för inställning av dämptillsatser i nordelnätet,
Teknisk rapport av Dynamiska gruppen,1984-04-30
- Mattsson S-E,1984,Modelling and Control of Large Horizontal Axis
Wind Power Plants,Report CODEN:LUTFD2/(TFRT-1026)/1-176/(1984)
Inst för Reglerteknik,LTH,Lund
- Olive D,1968,"Digital Simulation of Synchronous Machine Transients",
IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems,Vol PAS-87,No 8
- Aström K J,1976,Reglerteori,Almqvist&Wiksell,2:a uppl

Generatoren beskrivs av följande tillståndsekvationer :

$$\frac{d\delta}{dt} = \omega - 2\pi f_{bus} \quad (\text{A1.1})$$

$$\frac{d\omega}{dt} = (T_m - D_m \cdot \omega_m - T_e) / \left(\frac{P}{2} \cdot J\right) \quad (\text{A1.2})$$

$$\frac{de'_q}{dt} = \left(v_f - \frac{X_d - X_d''}{X_d' - X_d''} e'_q + \frac{X_d - X_d'}{X_d' - X_d''} e''_q\right) / T_{d0}' \quad (\text{A1.3})$$

$$\frac{de''_d}{dt} = ((X_q - X_q'') i_q - e''_d) / T_{q0}'' \quad (\text{A1.4})$$

$$\frac{de''_q}{dt} = (e'_q - e''_q - (X_d' - X_d'') i_d) / T_{d0}'' \quad (\text{A1.5})$$

$$\frac{di_d}{dt} = \frac{\omega(e''_d + (X_q'' + X_L) i_q) - \omega_0((R_a + R_L) i_d + v_{bus} \sin \delta) + \frac{de''_q}{dt}}{X_d + X_L} \quad (\text{A1.6})$$

$$\frac{di_q}{dt} = \frac{\omega(e''_q + (X_d'' + X_L) i_d) - \omega_0((R_a + R_L) i_q + v_{bus} \cos \delta) - \frac{de''_d}{dt}}{X_q + X_L} \quad (\text{A1.7})$$

I ekv (A.2) är T_e given av ekv (2.11) i texten.

Maskindata för Messaure 3

Skenbar effekt $S = 170 \text{ MVA}$ Märkvarvtal $n = 150 \text{ r/m}$
 Effektfaktor $\cos\phi = 0.93$ Märkspänning $V = 20 \text{ kV}$

Magnetisering:

	kläm - spänning	temp °C	fält - spänning	ström
1/1 last	100%	110	289 V	1496 A
1/1 last	105%	120	317 V	1585 A
tomgång	100%	15	133 V	937 A
luftgapslinje	100%	15	120 V	841 A

Magnetiseringslindningens resistans:

15 °C	0.140 Ω
110 °C	0.192 Ω

Provdata:

	X_d	X'_d	X''_d	X_q	X''_q	T'_{d0}	T''_{d0}	T''_{q0}
mätt.	0.77	0.23	0.17	0.60	0.196	7.7	0.04	0.10
omätt.	0.86	0.28	0.22					

Beräknade data:

$$J_{\text{gen}} = 4.25 \cdot 10^6 \text{ kgm}^2$$

$$J_{\text{turbin}} = 0.15 \cdot 10^6 \text{ kgm}^2$$

Matarens toppspänning 610 V

CONTINUOUS SYSTEM BUS

```

"File: BUS2
"
"Version: 1984-02-23
"
"Author: Sven Erik Mattsson
"       Department of Automatic Control
"       Lund Institute of Technology, Sweden
"
"Description:
" Models a simplified network according to type B for
" simulation SV/SK.
" 3-phase faults is simulated by changing the bus
" voltage to a given level at a given point of time.
" After a given time the bus voltage is reset to normal
" level, simulating breaker action in the line where
" the fault was applied. Impedance variations are very
" small due to the transformers and are neglected.
" The system also models stochastic variations in the
" bus frequency.
"
"WARNING:
" The value of the parameter Ts must be equal to the
" sampling time of the noise generator.

TIME t

INPUT fnois

OUTPUT fbus vbus R1 X1

STATE ff

DER dff

"Input:
" fnois      white noise N(0,1)
"
"Outputs:
" fbus      bus frequency [Hz]
" vbus      bus voltage [V]
" R1        total line resistance [ohm]
" X1        total line reactance [ohm]
"
"States:
" ff        filter state for modelling frequency
"           deviation [Hz] from nominal value

tx = t - td1
fd = if (t>td1 and t<td2) then A*sin(2*pi*fp*tx) else 0
  c1 = sigma*sqrt(2*Tc/Ts)
dff = if t<t3 then -ff/Tc else (c1*fnois - ff)/Tc
fbus = f0 + ff + fd

```

```
vbus=if (t>t1 and t<t2 ) then vb else v0bus
```

```
Rlhelp = Rl1 + Rt
```

```
Xlhelp = Xl1 + Xt
```

```
Rl=if t<trch then Rlhelp else Rlnew+Rt
```

```
Xl=if t<txch then Xlhelp else Xlnew+Xt
```

```
"Parameters:
```

```
pi:          3.14159265
```

```
f0:          50.0    "synchronous frequency [1/s]
```

```
Ts:          0.01   "sampling interval of noise [s]
```

```
sigma:       0.03   "standard deviation of bus frequency [Hz]
```

```
Tc:          5      "time constant of filter producing  
"frequency noise from white noise [s]
```

```
t3:          0      "start time for frequency noise [s]
```

```
v0bus:       20000  "nominal bus voltage [V]
```

```
Rl1:         0.026  "line resistance [ohm]
```

```
Xl1:         0.282  "line reactance [ohm]
```

```
Rt:          0.0    "transformer resistance [ohm]
```

```
Xt:          0.0    "transformer reactance [ohm]
```

```
vb:          0.0    "bus voltage during fault [V]
```

```
t1:          2000.0 "fault start time [s]
```

```
t2:          2000.0 "fault stop time [s]
```

```
trch:        2000.0 "resistance change at time [s]
```

```
txch:        2000.0 "reactance change at time [s]
```

```
Rlnew:       0.0    "new resistance [ohm]
```

```
Xlnew:       0.0    "new reactance [ohm]
```

```
fp:          0.0    "frequency of the disturbance
```

```
A:           0.0    "amplitude of the disturbance
```

```
td1:         2000.0 "disturbance start time
```

```
td2:         2000.0 "disturbance stop time
```

```
END
```

CONTINUOUS SYSTEM VOLTCONT

" File FREA

" Version 851007

" Author J.Kalliomäki

" Description : Continuously acting voltage regulator with static exciter.

" Reference : ASEA Information FKGK sept 1973 KK 820-504

INPUT vt vs Vpss

OUTPUT vf

" Inputs: vt terminal voltage of the generator [V]

" vs auxiliary voltage to cause changes in the
reference voltage [V]

" Vpss the PSS voltage contribution [V]

"

" Output: vf field voltage of the generator [V]

STATE xI

DER dxI

 $e = (V_{ref} - vt + vs - V_{pss})/V_{norm}$ $e1 = Kp * e$ $dxI = e1/Ti$ $vf1 = e1 + xI$ $vf2 = \text{if } vf1 > V_{rmax} \text{ then } V_{rmax} \text{ else if } vf1 < V_{rmin} \text{ then } V_{rmin} \text{ else } vf1$ $vf = vf2 * V_{norm}$

"Parameters :

Vnorm: 20000 "base voltage [V]

Vref: 20000 "reference voltage [V]

Vrmax: 4

Vrmin: -4

Kp: 30 "regulator gain

Ti: 2.3 "integration time constant [s]

END

CONTINUOUS SYSTEM PSS

" File QAVD
 " Version 851007
 " Author J.Kalliomäki
 " Description : Power stabilizer with high and low pass-filters and
 " changeable gains for speed and acceleration signals.
 " Reference : ASEA Information FKGK nov 1973 KK 829-913

INPUT Pep

OUTPUT Vpss

" Input: Pep electric power from the generator [W]
 "
 " Output: Vpss the PSS voltage contribution to the regulator [V]

STATE xH1 xH2 xH3 xI

DER dxH1 dxH2 dxH3 dxI

A = -3.0/T2
 B = -3.0/(T2*T2)
 C = -A*B/9.0

E = A*xH1 + B*xH2 + C*xH3
 Pepu = Pep/Sbase
 dxH1 = E + Pepu
 dxH2 = xH1
 dxH3 = xH2
 e1 = (K2^3)*(E + Pepu)

dxI = e1 - xI/T3
 e2 = K3*xI/T3 + K4*e1

Vpss = K5*K5*e2*Vnorm

"Parameters:

Sbase: 170E6
 Vnorm: 20E3

T2: 4.5 "time constants [s]
 T3: 2.0

K2: 1 "gain parameters
 K3: 0
 K4: 1
 K5: 1

END

```

{ INITIALVALUES. }
{ A program to count initialvalues to the simulation model }
{ of the generator.Necessary inputs are machine reactances, }
{ bus voltage, cos(fi) for the machine and some wished level }
{ of the power P. }
{ Author : J. Kalliomäki }

program init(input,output);
var eps,pi,Xd,Xdp,Xdpp,Xq,Xqpp,vbus,Ppu,cosfi,sinfi,Spu,Qpu,ipu,
    den,d0,iq,id,vd,vq,a1,a2,vf,eqp,eqpp,edpp,Tm:real;

procedure impedance(id,iq,vd,vq,vbus:real);
{ This subroutine needs a value of the quota Rl/Xl and from this }
{ will possible sequences of Xl,Rl,delta be determined. }
var a3,a4,Xl,Rl,d,kvot:real;
    n:integer;
begin
write('Value on the quota Rl/Xl ');
readln(kvot);
writeln(' delta   Xl   Rl ');
for n:=1 to 100 do
begin
    Xl:=n*0.01;
    Rl:=kvot*Xl;
    a3:=vd-Rl*id+Xl*iq;           { Vbus*sin(d) }
    if (a3 >= 0.0) and (a3 <= vbus) then
    begin
        a4:=vq-Xl*id-Rl*iq;       { Vbus*cos(d) }
        if (a4 >= 0.0) and (a4 <= vbus) then
            if (vbus*vbus-a3*a3-a4*a4 < eps) then
            begin
                d:=arctan(a3/a4);
                writeln(d:8:5,Xl:8:3,Rl:8:3);
            end;
        end;
    end;
end;

procedure state(id,iq,vd,vq,vbus:real);
{ This subroutine gives values to different parameters by }
{ knowledge of current and voltage. }
begin
    vf:=vq+Xd*id;
    eqpp:=vf-(Xd-Xdpp)*id;
    eqp:=eqpp+(Xdp-Xdpp)*id;
    edpp:=(Xq-Xqpp)*iq;
    Tm:=34.0*(eqpp*iq+edpp*id-(Xdpp-Xqpp)*id*iq)/pi;
    writeln(' eqp  eqpp  edpp  vf  Tm  id  iq ');
    writeln(eqp:8:5,eqpp:8:5,edpp:8:5,vf:7:4,Tm:6:2,id:8:5,iq:8:5);
    writeln;
    impedance(id,iq,vd,vq,vbus);
end;

begin
eps:=1.0E-4;

```

```

pi:=4*arctan(1.0);
write('Values on Xd,Xdp,Xdpp ');
readln(Xd,Xdp,Xdpp);
write('Values on Xq,Xqpp ');
readln(Xq,Xqpp);
write('Values on vbus(pu),P(pu),cos(fi) ');
readln(vbus,Ppu,cosfi);
sinfi:=sqrt(1.0-cosfi*cosfi);
Spu:=Ppu/cosfi;
Qpu:=Spu*sinfi;
ipu:=Spu;           { valid when vpu=1.0 }
den:=sinfi+1.0/(Xq*ipu);
d0:=arctan(cosfi/den); { Xq*ipu*cos(fi+d0) = vpu*sin(d0) }
iq:=sin(d0)/Xq;
if (iq < ipu) then
begin
  id:=sqrt(ipu*ipu-iq*iq);
  vd:=Xq*iq;
  if (vd >= 0.0) and (vd <= 1.0) then
  begin
    vq:=sqrt(1.0-vd*vd);
    a1:=vd*id+vq*iq-Ppu;
    a2:=vq*id-vd*iq-Qpu;
    if (abs(a1) < eps) and (abs(a2) < eps) then
      state(id,iq,vd,vq,vbus)
    else
      writeln('The Ppu-equation and/or the Qpu-equation are not valid.');
```

Den linjäriserade generatormodellens tillståndsekvationer:

$$\frac{d\delta}{dt} = \Delta\omega \quad (\text{A4.1})$$

$$\begin{aligned} \frac{d\omega}{dt} = & -\frac{2D_m \cdot \Delta\omega}{pJ} - \frac{1}{J}(\Delta e_q'' i_q + \Delta e_d'' i_d) - \\ & - \frac{1}{J}(e_d'' - (X_q'' - X_q'') i_d) \Delta i_q + (e_q'' - (X_d'' - X_d'') i_q) \Delta i_d \end{aligned} \quad (\text{A4.2})$$

$$\frac{de_q'}{dt} = (\Delta v_f - \frac{X_d - X_d''}{X_d' - X_d''} \Delta e_q' + \frac{X_d - X_d'}{X_d' - X_d''} \Delta e_q'') / T_{d0}' \quad (\text{A4.3})$$

$$\frac{de_d''}{dt} = ((X_q - X_q'') \Delta i_q - \Delta e_d'') / T_{q0}'' \quad (\text{A4.4})$$

$$\frac{de_q''}{dt} = (\Delta e_q' - \Delta e_q'' - (X_d' - X_d'') \Delta i_d) / T_{d0}'' \quad (\text{A4.5})$$

$$\begin{aligned} \frac{di_d}{dt} = & A61 \cdot \Delta d + A62 \cdot \Delta\omega + A63 \cdot \Delta e_q' + A64 \cdot \Delta e_d'' + \\ & + A65 \cdot \Delta e_q'' + A66 \cdot \Delta i_d + A67 \cdot \Delta i_q \end{aligned} \quad (\text{A4.6})$$

$$\begin{aligned} \frac{di_q}{dt} = & A71 \cdot \Delta\delta + A72 \cdot \Delta\omega + A74 \cdot \Delta e_d'' + \\ & + A75 \cdot \Delta e_q'' + A76 \cdot \Delta i_d + A77 \cdot \Delta i_q \end{aligned} \quad (\text{A4.7})$$

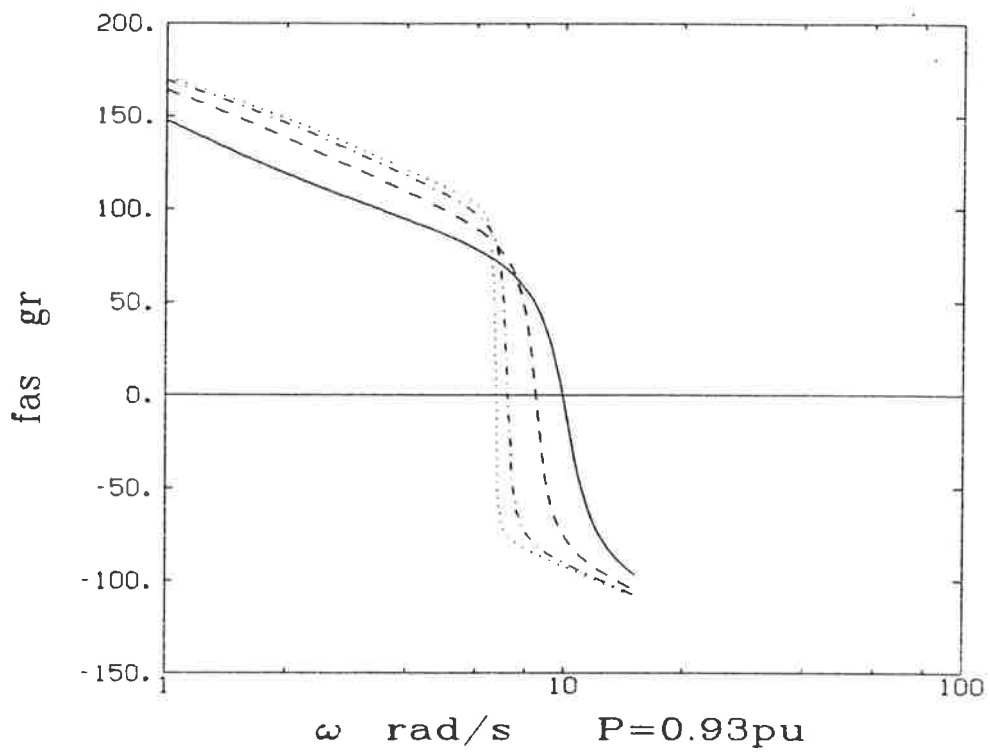
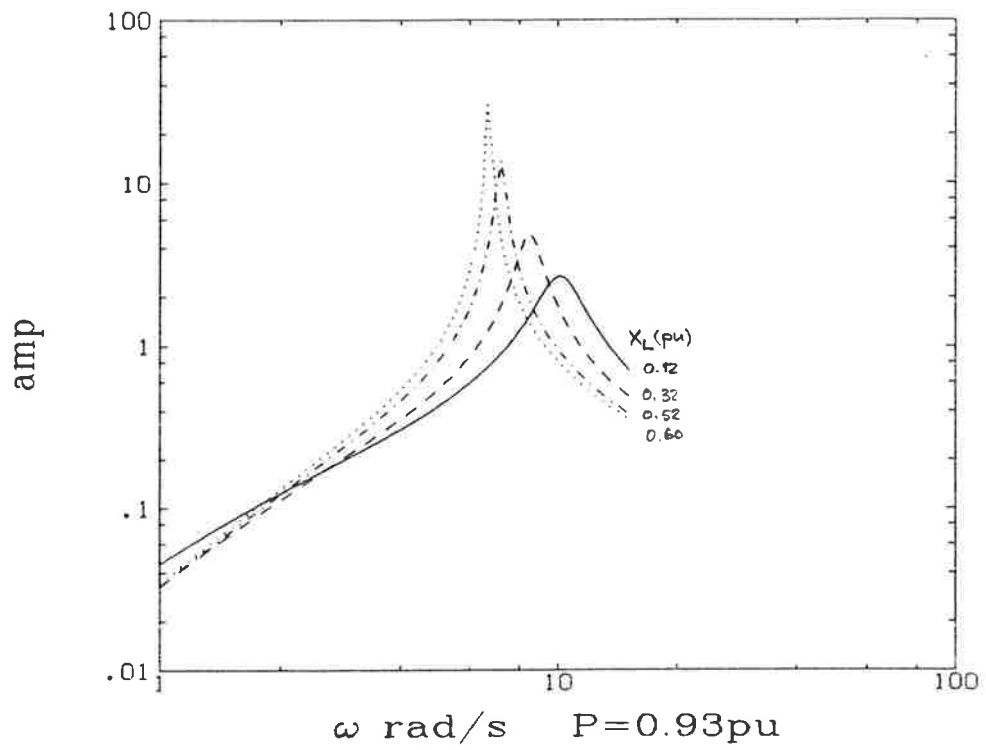
A61 - A77 är element i A-matrisen. Dessa erhålles genom derivering av ekv (A1.6) och (A1.7) m a p tillstånden $\delta, \omega, e_q', e_d'', e_q'', i_d', i_q$.

Startvärden till tillstånd i den kompletta simuleringsmodellen

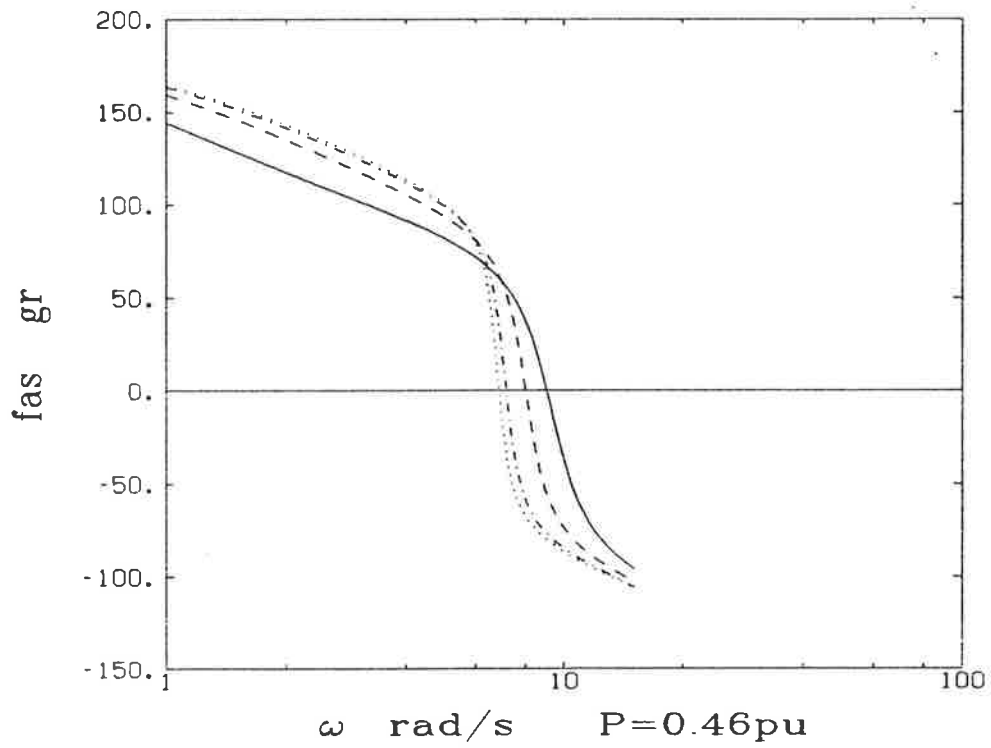
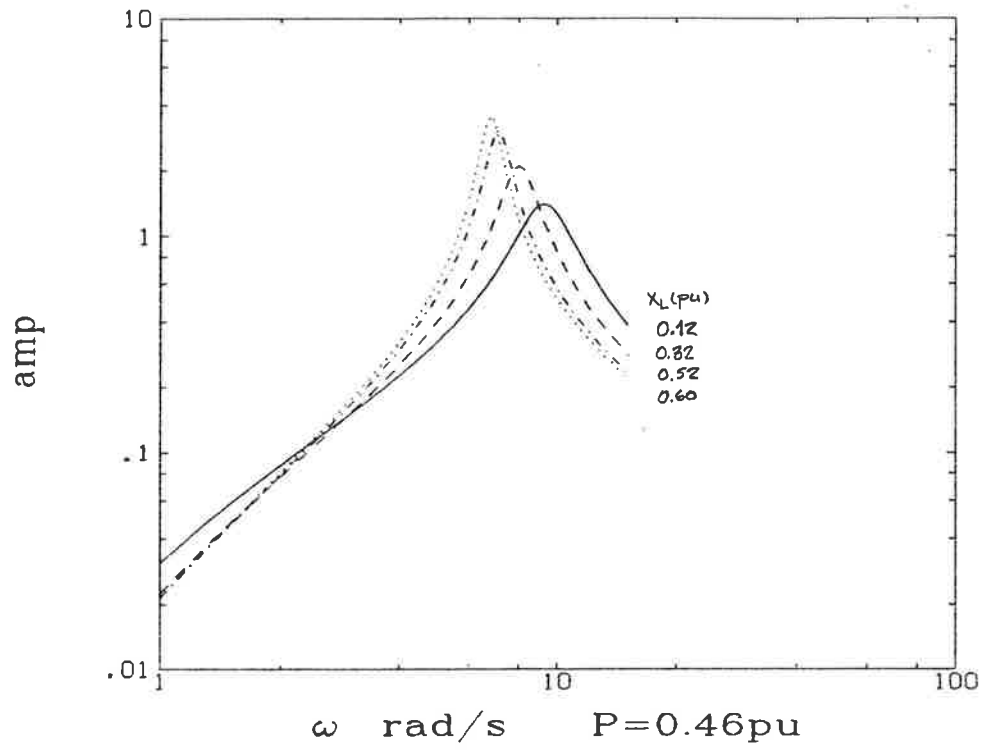
P (pu)	0.93	0.46	0.23
X (pu)	0.32	0.32	0.32
GENERATOR			
e'_q (pu)	1.035	1.0283	1.0313
e''_d (pu)	0.2971	0.1661	0.08525
e''_q (pu)	0.99914	1.0128	1.021
ω_{mrel}	1.0	1.0	1.0
δ (rad)	0.76653	0.4009	0.2004
i_d (pu)	0.5985	0.2574	0.1712
i_q (pu)	0.7354	0.4113	0.211
REGULATOR			
xI	1.3582	1.1672	1.1237
DÄMPTILLSATS			
xH1	0	0	0
xH2	0	0	0
xH3	84.5	41.9	21.0
xI	0	0	0

Variabelvärden för olika stationära arbetspunkter
i generator-regulator systemet
 $v_{bus}=0.95pu$, $\cos\phi=0.93$

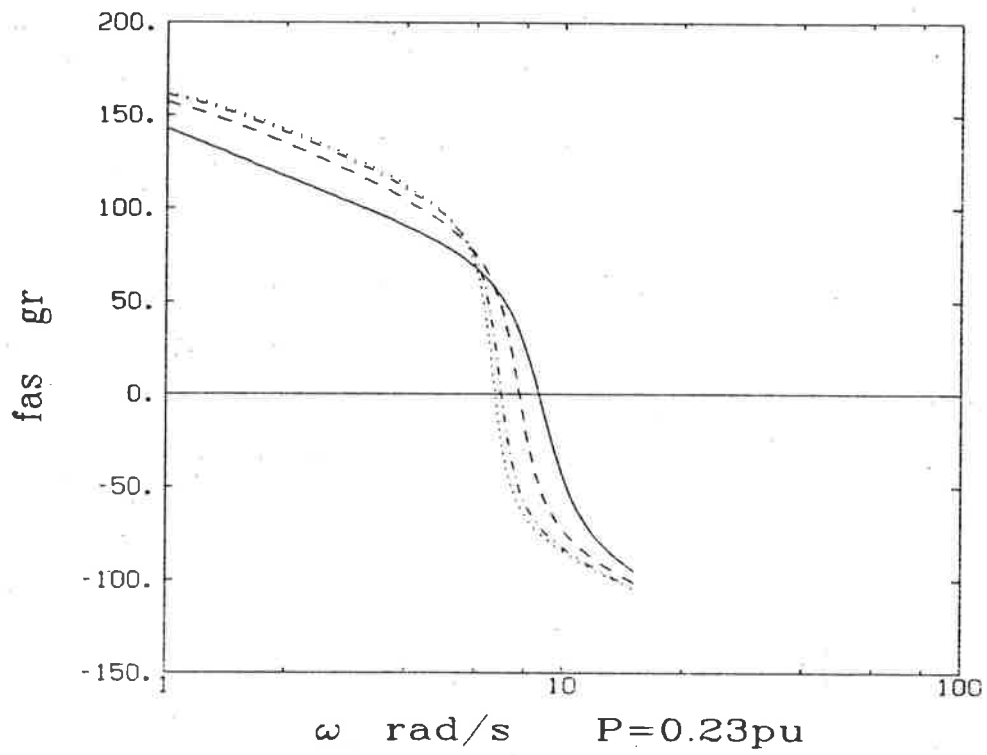
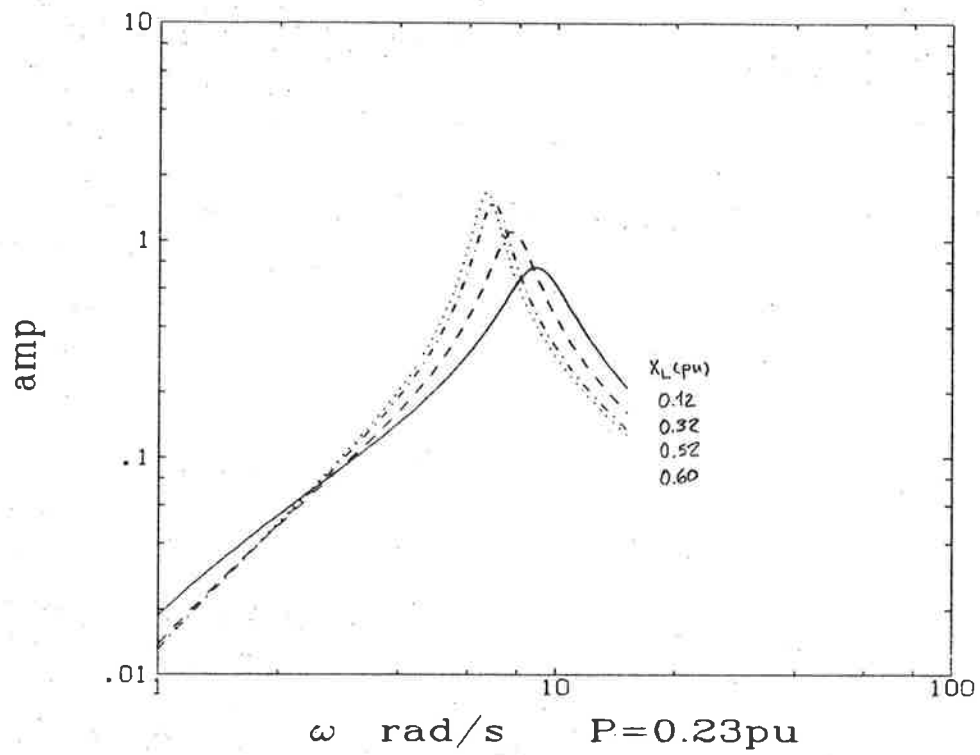
P (pu)	X_L (pu)	v_d (pu)	v_q (pu)	i_d (pu)	i_q (pu)	δ (rad)
0.93	0.12	0.4156	0.9079	0.72324	0.69267	0.54282
	0.32	0.41261	0.95649	0.65873	0.6876	0.70178
	0.52	0.41238	0.96571	0.64475	0.68707	0.89073
	0.60	0.41259	0.95991	0.65453	0.68767	0.98002
0.465	0.12	0.24463	0.94768	0.32098	0.40772	0.31022
	0.32	0.24317	0.97873	0.27998	0.40529	0.39395
	0.52	0.24261	0.99525	0.2583	0.40438	0.48224
	0.60	0.24245	0.99921	0.25296	0.40407	0.51862
0.233	0.12	0.13207	0.95907	0.16372	0.22011	0.16567
	0.32	0.1315	0.97956	0.13719	0.21917	0.20953
	0.52	0.1314	0.99232	0.12035	0.21902	0.25491
	0.60	0.13104	0.99617	0.11524	0.21835	0.2725



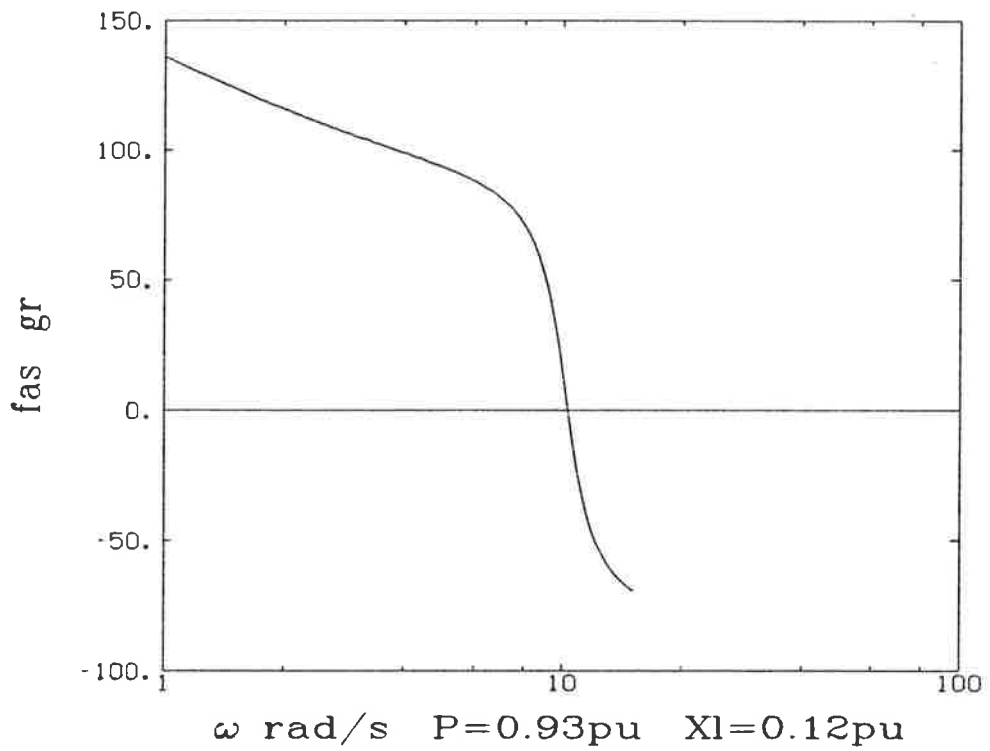
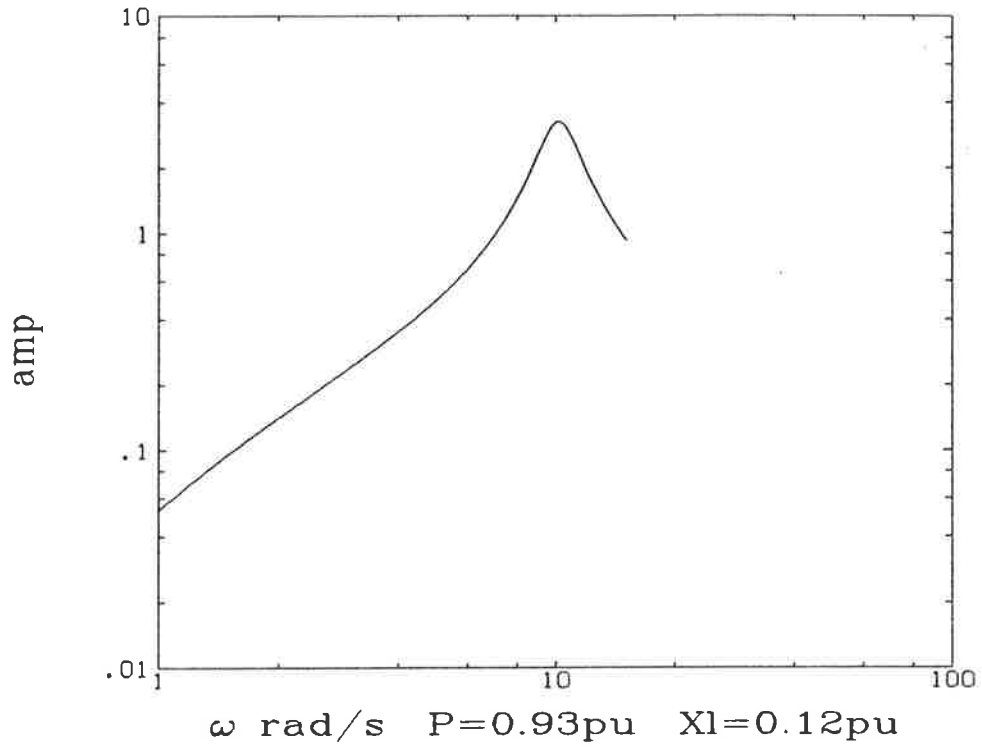
Bode - diagram för $\Delta P / \Delta V_{ref}$



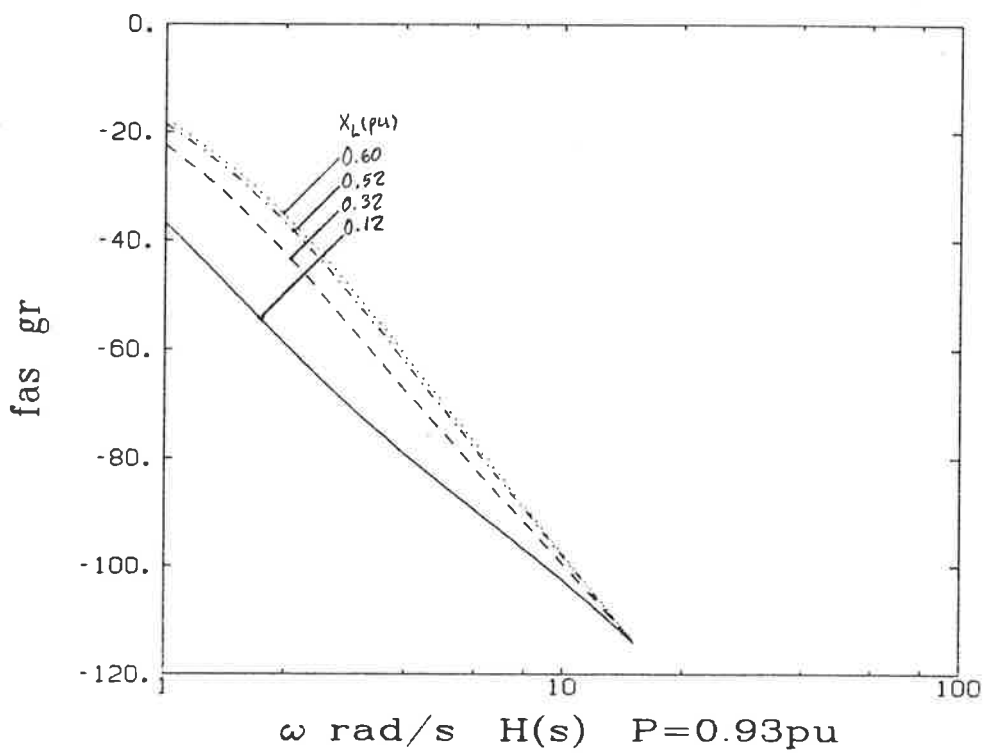
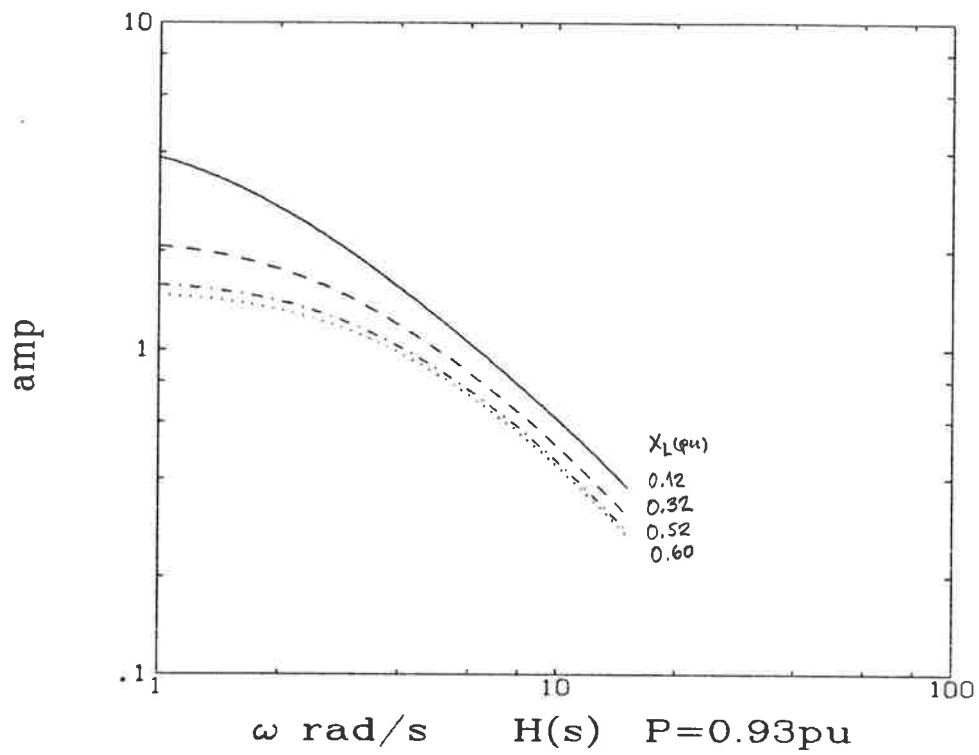
Bode - diagram för $\Delta P / \Delta V_{ref}$



Bode - diagram för $\Delta P / \Delta V_{ref}$

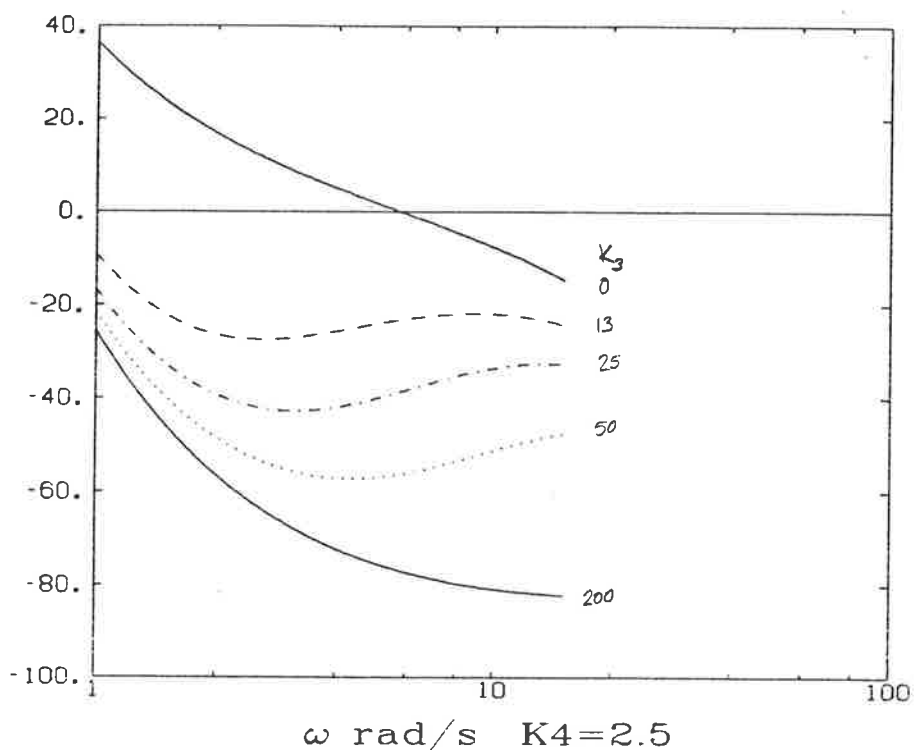


Bode - diagram för $\Delta P / \Delta V_{ref}$ efter förenkling



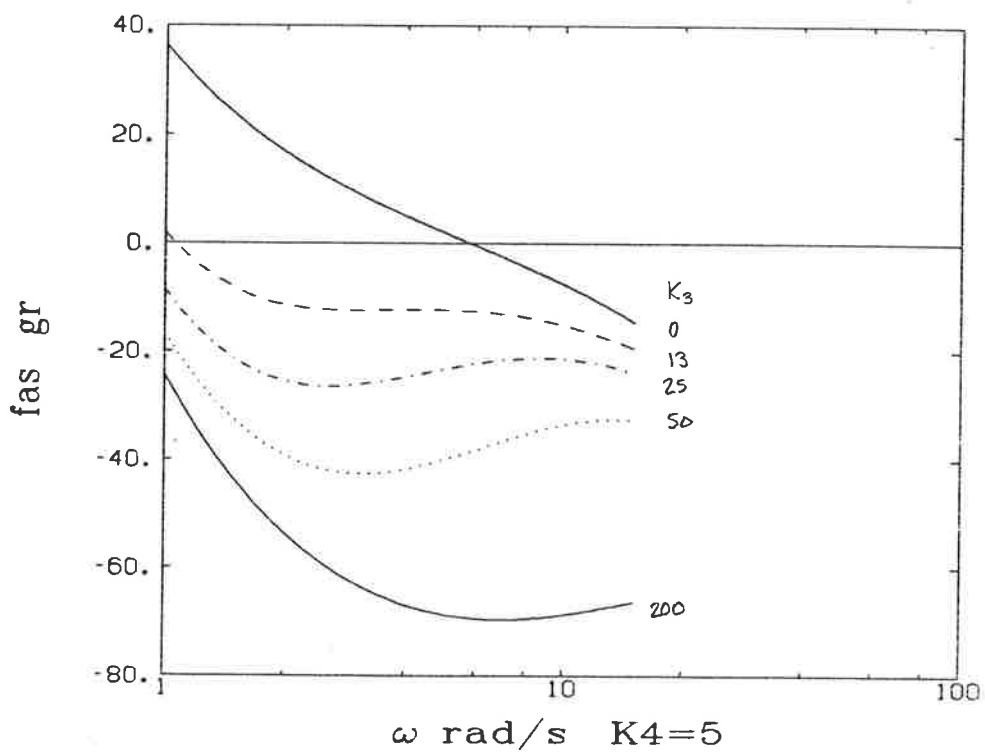
Bode - diagram för H(s)

Diagram 6



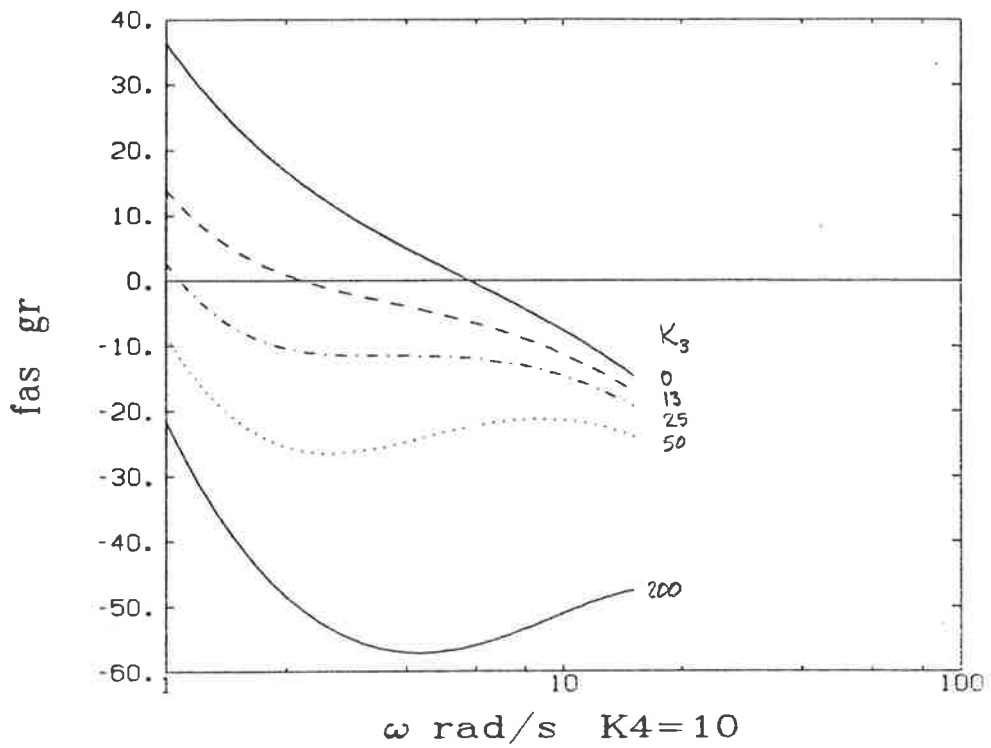
Faskurvor för dämptillsats.

Diagram 7



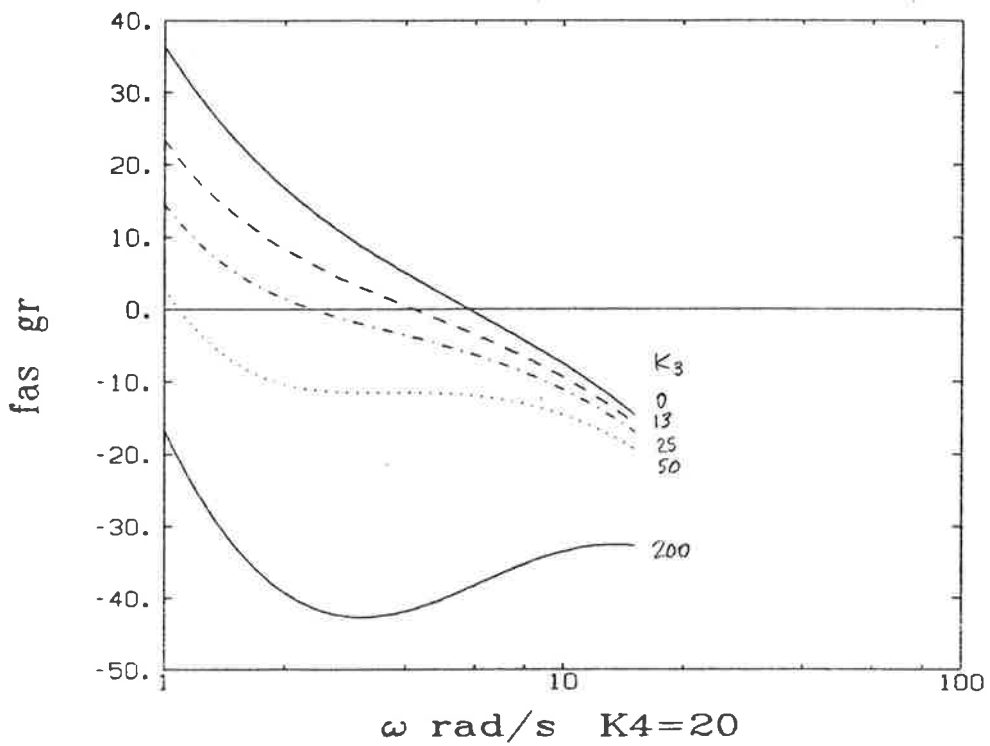
Faskurvor för dämptillsats.

Diagram 8



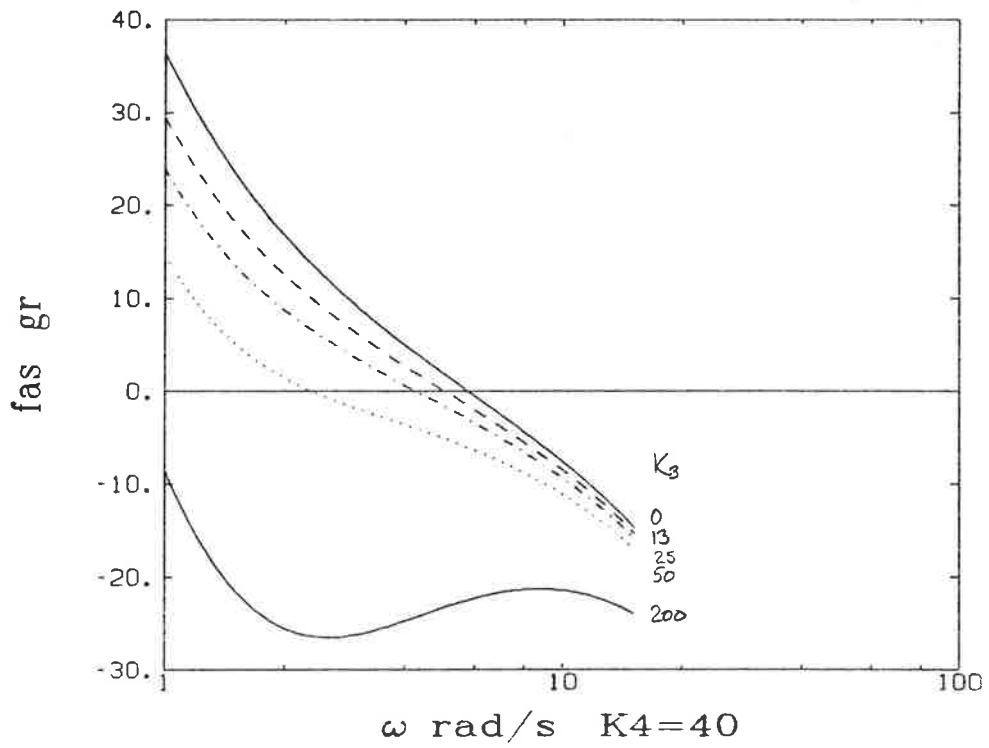
Dämptillsatsens faskurvor.

Diagram 9



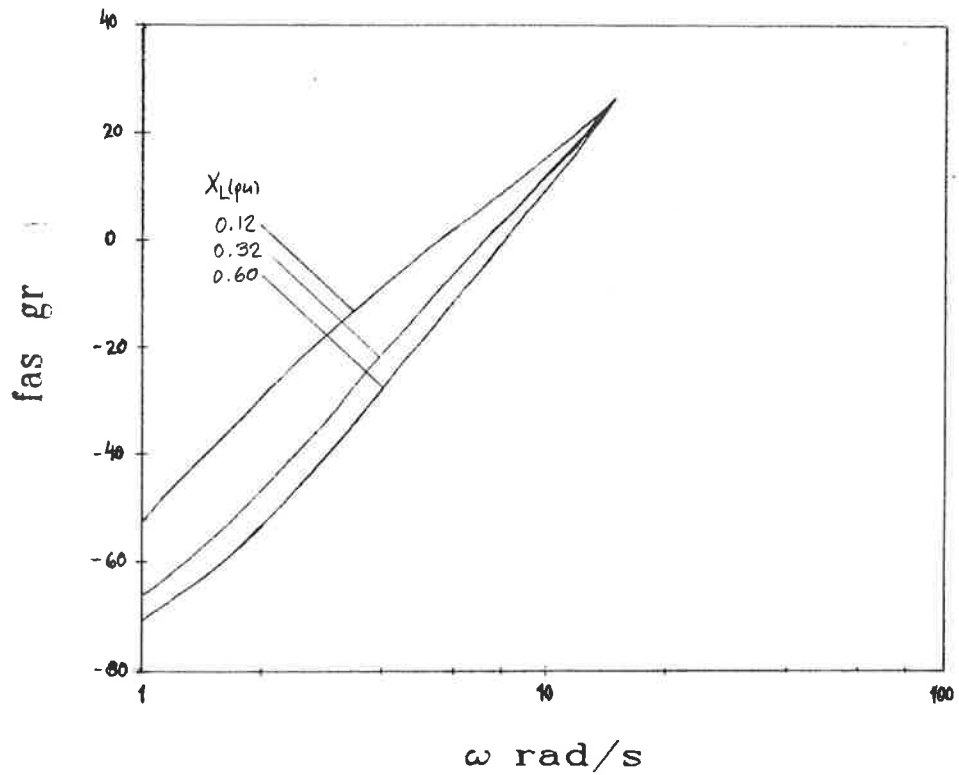
Dämptillsatsens faskurvor.

Diagram 10

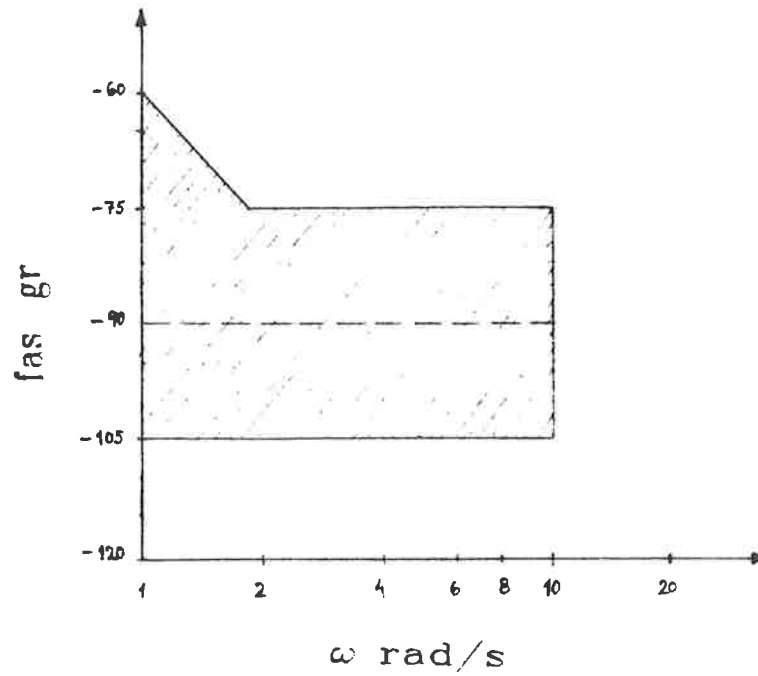


Dämtillsatsens faskurvor.

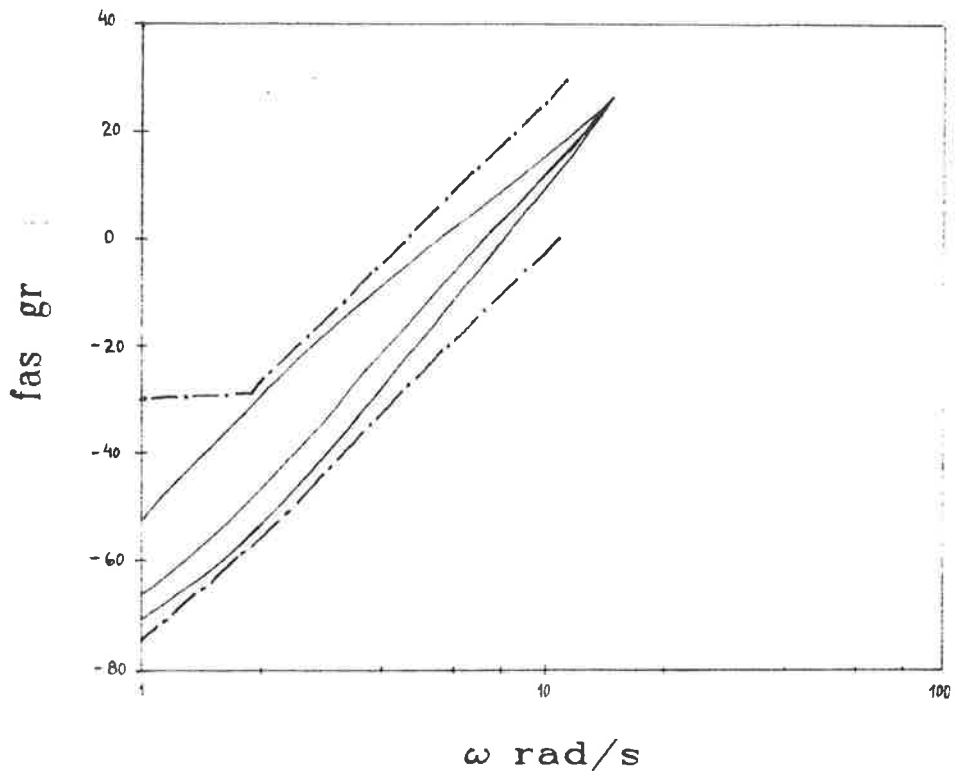
Diagram 11



Idealt fasläge för en dämtillsats.

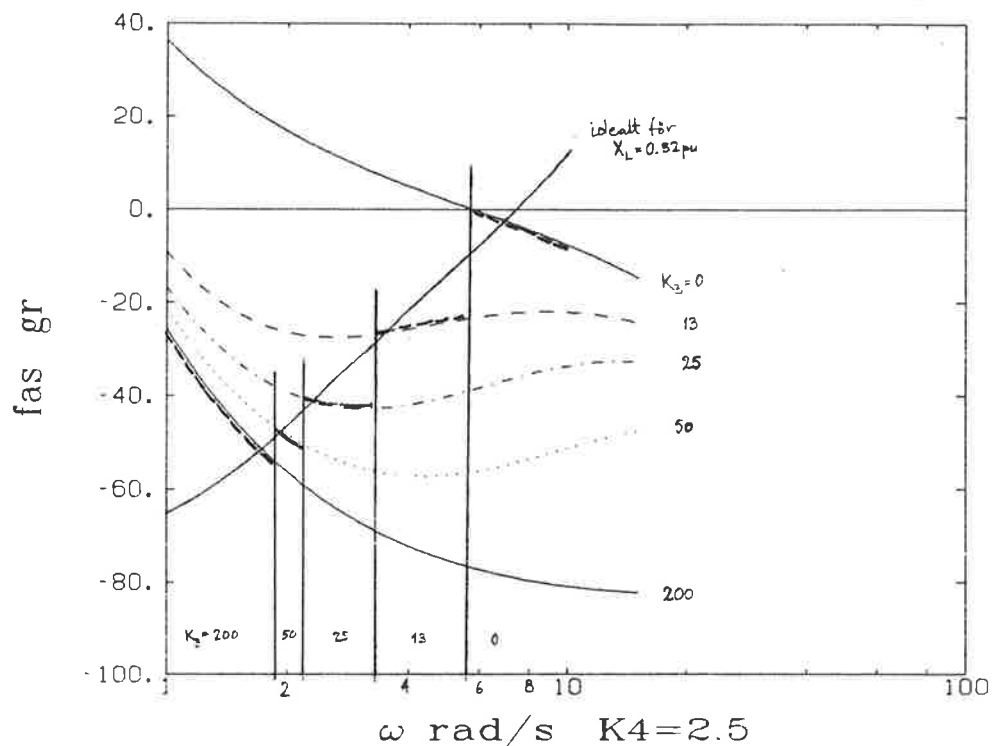


Förslag till toleransgränser (not 13)



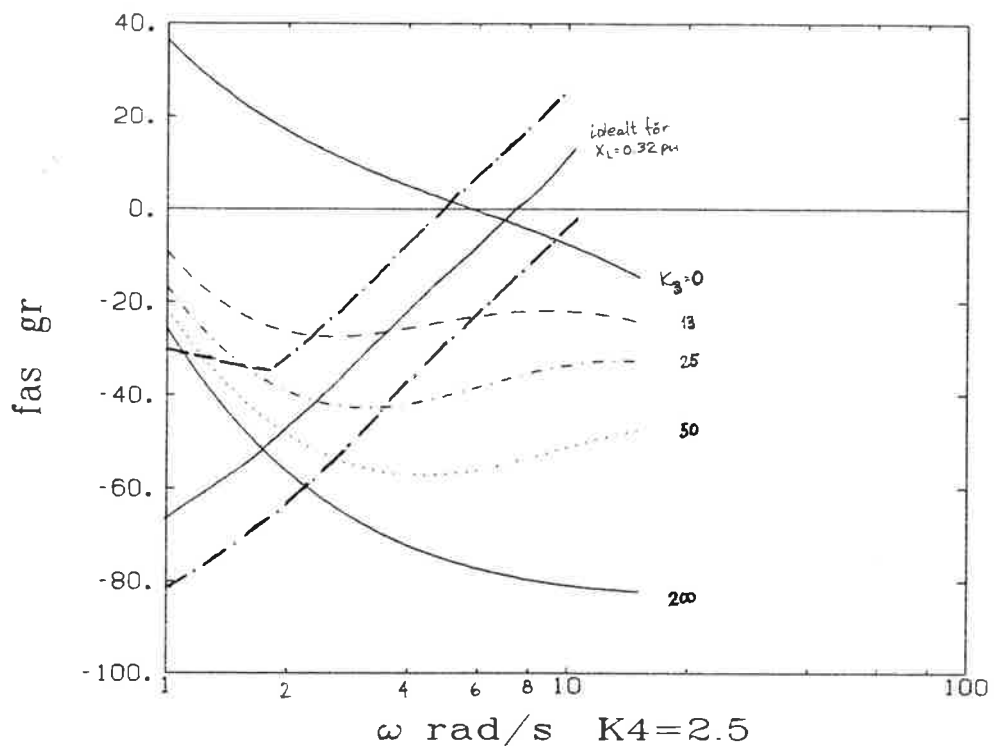
Toleransgränserna relaterade till dämp -
tillsatsens fasläge för ett medellastfall.

Diagram 13

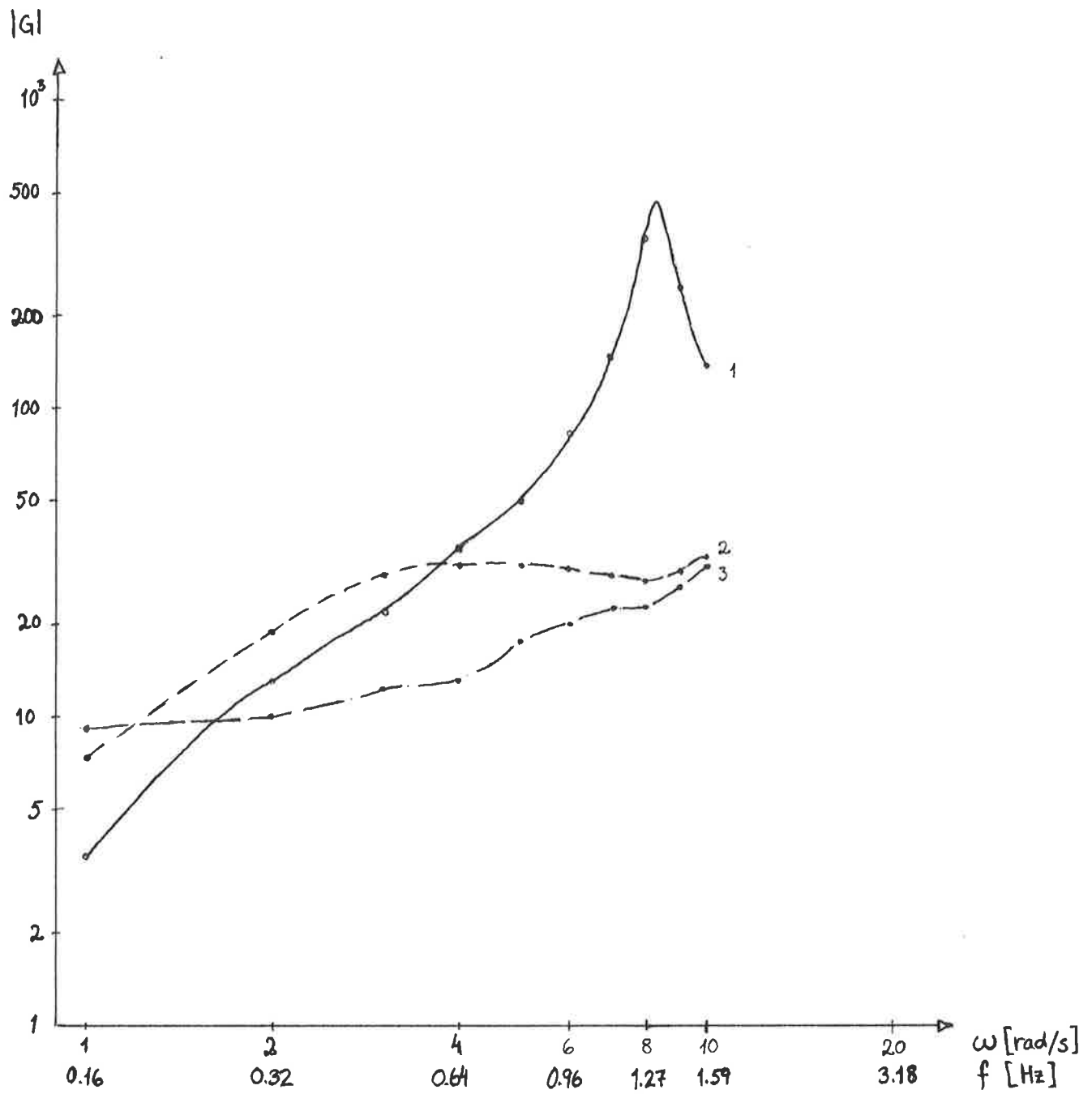


Inställningarna gäller i olika intervall

Diagram 14



Faskurvor för olika inställningar och tolerans -
gränser för lastfallet $X_L = 0.32 \text{ pu}$.

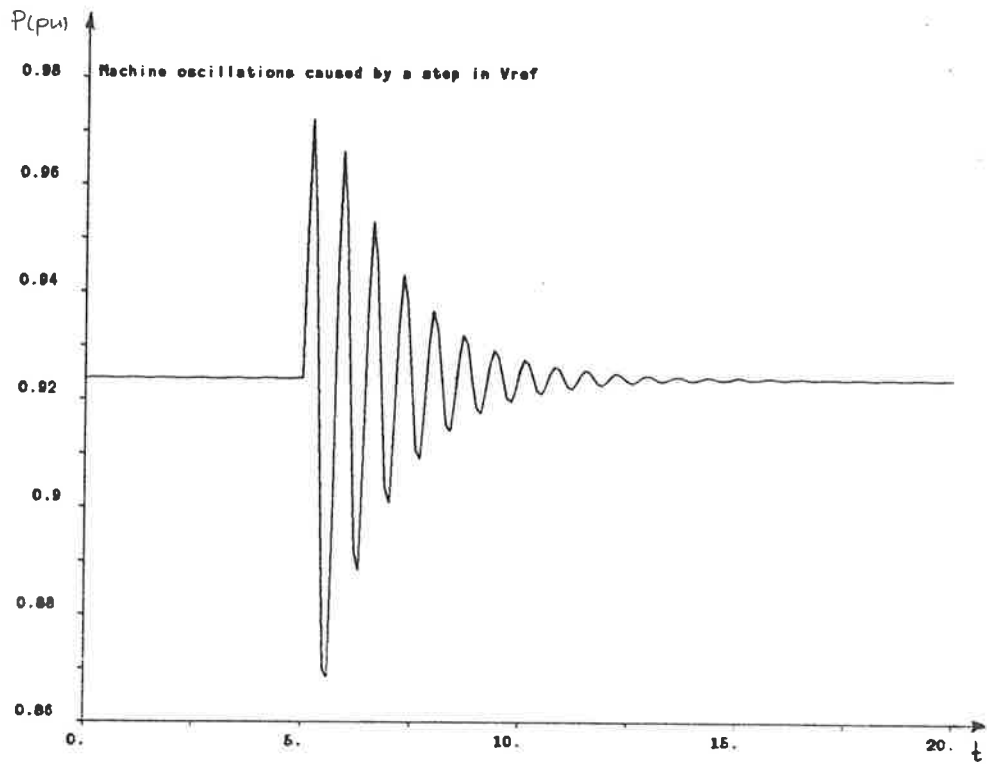


Frekvensanalys $\Delta P / \Delta f_{bus}$ ($P = 0.93$ pu, $X_1 = 0.32$ pu)

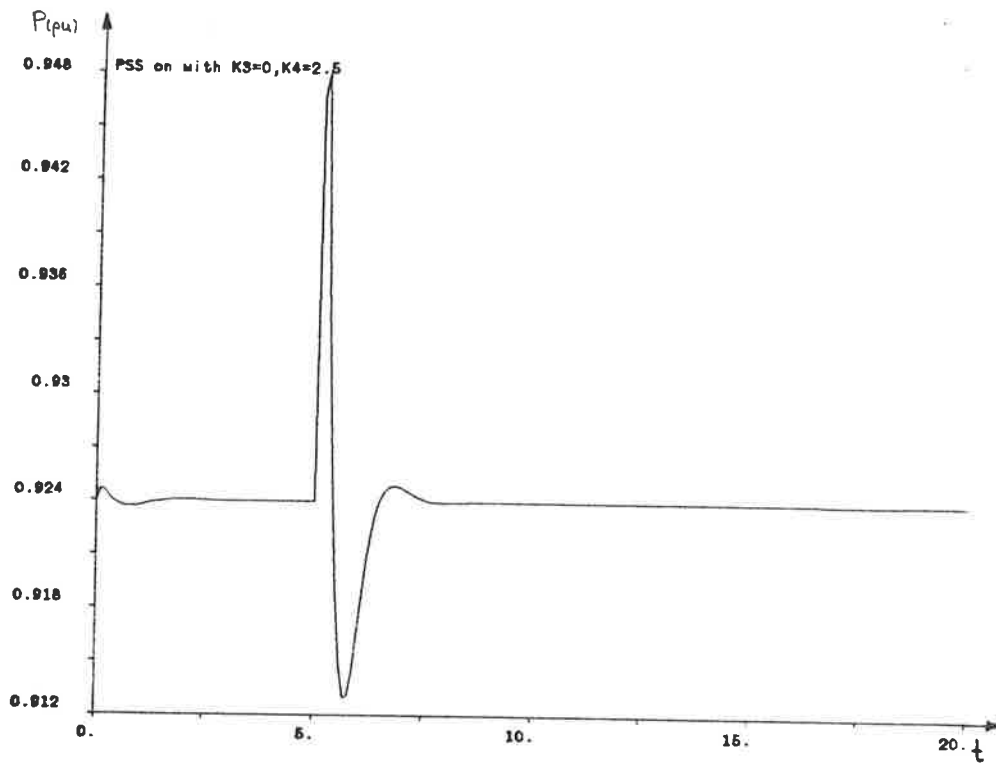
Kurva 1 utan dämptillsats

Kurva 2 med dämptillsats $K_3 = 0$, $K_4 = 2.5$

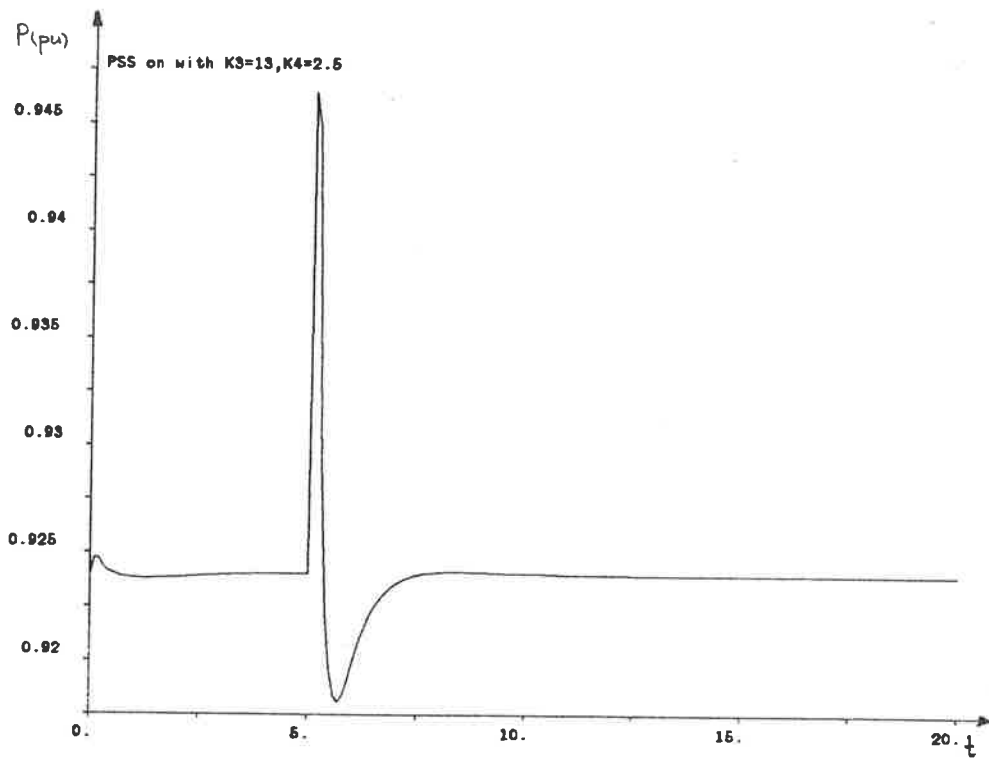
Kurva 3 med dämptillsats $K_3 = 25$, $K_4 = 2.5$



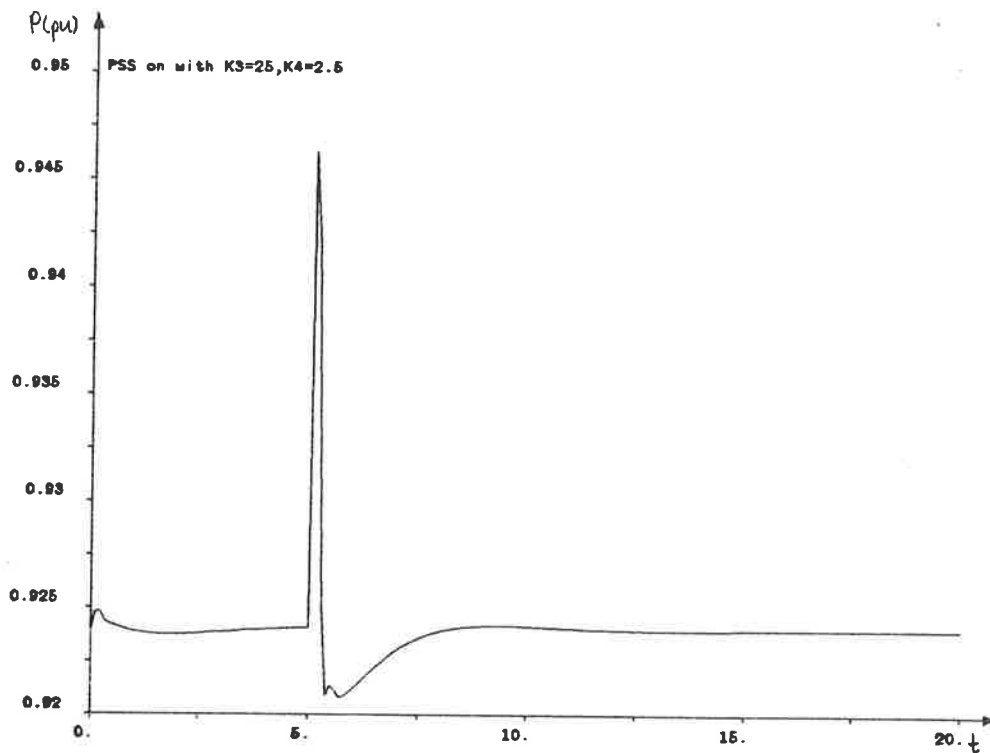
a. Maskimpendlingar utan dämptillsats.



b. Med dämptillsats $K_3=0$ $K_4=2.5$

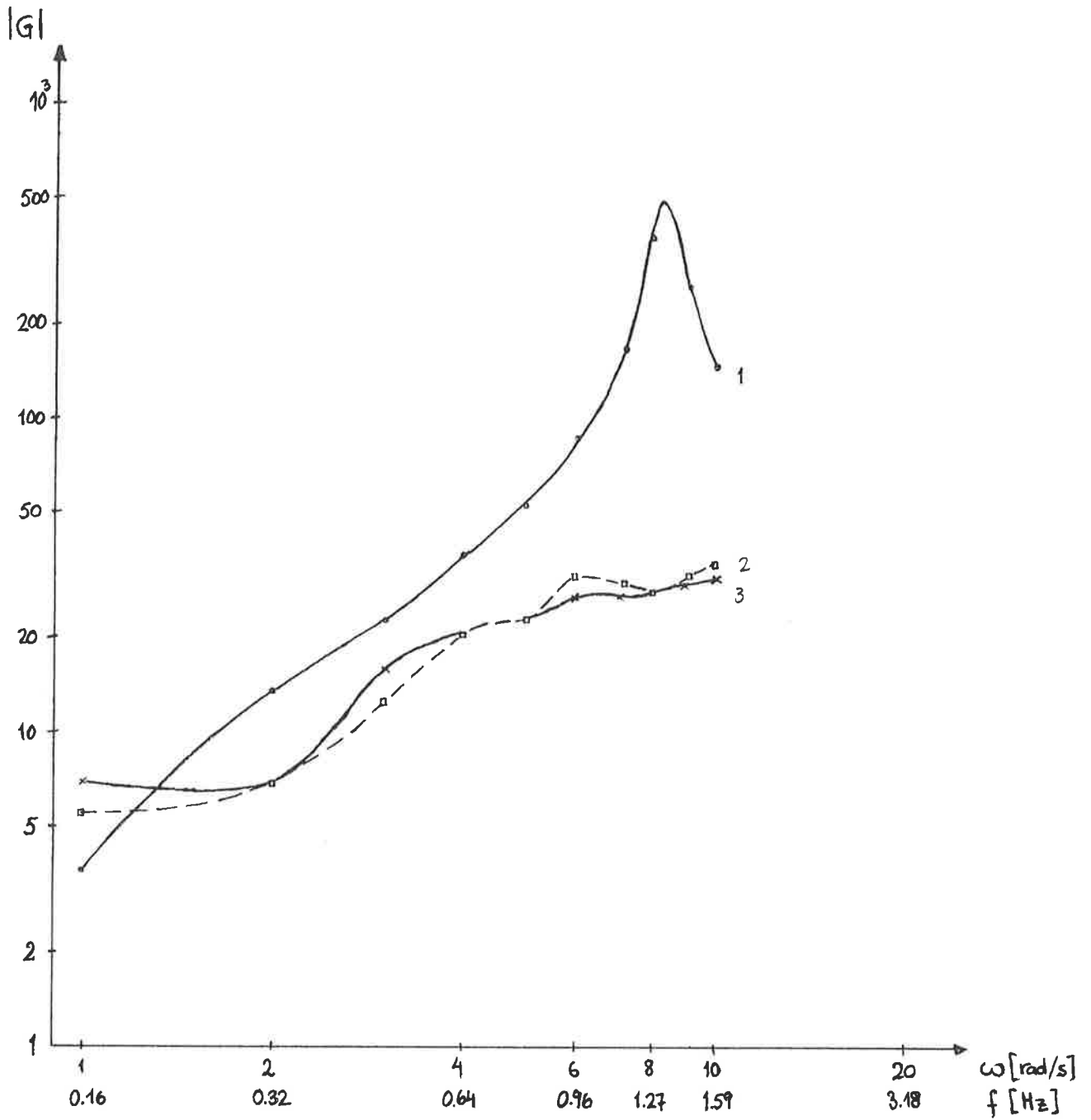


c. Med dämptillsats $K_3=13$ $K_4=2.5$



d. Med dämptillsats $K_3=25$ $K_4=2.5$

Diagram 17



Frekvensanalys $\Delta P / \Delta f_{bus}$ ($P = 0.93$ pu, $X_L = 0.32$ pu)

Kurva 1 utan dämptillsats

Kurva 2 med dämptillsats $K_4 = 2.5$, K enl schema

Kurva 3 med dämptillsats $K_4 = 2.5$, $K_3 = 50$, $f \leq 0.35$ Hz
 $K_3 = 13$, $f > 0.35$ Hz