

Principer för effektiv dämpning av systemvida pendlingar i elkraftnät

Examensarbete



Lars Svensson

Department of Industrial Electrical Engineering and Automation
Lund University

Principer för effektiv dämpning av systemvida pendlingar i elkraftnät

Abstract

This master-thesis report deals with the problem of power oscillations in power networks. The purpose of the work has been to study electro-mechanical oscillations in power systems and in a methodical way analyze the system to identify interesting properties. To increase the damping of especially the inter-area modes, the use of Power System Stabilizers has been investigated. In the control with PSS, local signals such as active power and angular velocity of the generator have first been used as measuring signals. The benefits of using global measuring signals have then been examined. The global signals examined are the derivate of the bus voltage phase angel and also the generators active power. An approach to study the zeros in a control loop is presented and gives, with the use of global measuring signals, a way of choosing a measuring signal to the PSS that affects the control in a beneficial way. Through out the report a model of the Brazilian south/southeast power system has been used as a test system. To analyze the system, modal analysis has been used and simulations have been performed in EUROSTAG for evaluation of control designs.

In use of global signals, communication of signals is needed and therefore the effects of disturbances in this communication need to be considered. The effect of delays in the different signals has been studied and also the scenario of total loss of communication.

Förord

Innehåll

Abstract.....	2
Förord	3
Innehåll	4
1 Inledning.....	6
1.1 Problembeskrivning.....	6
1.2 Rapportdisposition.....	6
2 Inledande teori	8
2.1 Synkrogeneratoren.....	8
2.2 Spänningsstabilitet.....	12
2.3 Följder av effektpendlingar.....	12
2.4 Metoder att förbättra dämpningen av pendlingar	13
2.5 Systemvida signaler och datainsamling.....	16
3 Systemanalys	19
3.1 Modalanalys.....	19
3.2 Poler och nollställen	22
4 Programvara.....	24
4.1 EUROSTAG	24
4.2 Matlab	26
5 Testsystem	27
5.1 Systembeskrivning.....	27
5.2 Analys av testsystem.....	28
5.3 Simulering av störning på system.....	32
6 Reglering med lokala signaler	35
6.1 Lokala signaler.....	35
6.2 Design av PSS.....	42
6.3 Analys av reglerat system.....	47
6.4 Sammanfattning.....	50
7 Reglering med globala signaler	51
7.1 Mätsignalers inverkan på egenvärdeskänsligheten.....	51
7.2 Modalanalys för nollställen	57
7.3 Nollställesförflyttningar.....	59
7.4 Tidsimulering.....	85
7.5 Sammanfattning.....	88
8 Störningar i kommunikationen	91
8.1 Inverkan av fördröjningar i kommunikation.....	91
8.2 Inverkan av kommunikationsbortfall.....	94
8.3 Sammanfattning.....	105
9 Resultat och slutsatser.....	106
9.1 Sammanfattning	106
9.2 Slutsatser.....	108
9.3 Fortsatt arbete	109
Referenser	110
Appendix A.....	112
Appendix B.....	114

Appendix C.....	118
Appendix D.....	119

1 Inledning

Elkraftsystemen i världen blir allt större och mer komplexa. För att minska effektreserverna utan att försämra tillförlitligheten kopplas kraftsystem samman till större system. Avregleringen av elmarknaden som äger rum i stora delar av världen leder också till att länders och hela kontinenters kraftsystem utbyter effekt då energihandel över gränserna sker på ett kontrollerat sätt. De stora systemen innehåller fler och fler generatorer och ledningarna blir allt längre samtidigt som samhällets elkonsumention fortsätter att öka. Detta medför att elkraftsystemen opererar med allt mindre stabilitetsmarginal och kräver noga övervakning och styrning för att hållas på rätt sida om stabilitetsgränsen. Stabilitetsmarginalerna skulle kunna ökas genom utbyggnad av kraftnätet för att fördela effekttransporten, men detta anses oftast i dagens samhälle ha för stor miljöpåverkan och är dessutom oftast inte den mest ekonomiska lösningen. Huvudalternativet idag är övervakning och olika sorters regleråtgärder.

1.1 Problembeskrivning

Användandet av PSS:er på dagens synkrongeneratorer är mycket vanligt. PSS:erna tillför vanligtvis dämpning till de *lokala* elektromekaniska moderna på ett tillfredsställande sätt medan de *systemvida moderna*, eller *inter-area moderna* som de också kallas, är svårare att tillföra dämpning med PSS:er. Detta beror till största delen på att de mätsignaler som används till PSS:erna ofta är en lokal storhet och inte innehåller så mycket information om de systemvida pendlarna.

Frågan som detta arbete har behandlat är om en bättre och mer effektiv dämpning av de systemvida moderna kan uppnås, om mätsignalerna till PSS:erna antas komma från olika delar av kraftnätet, det vill säga vara *globala mätsignaler*. Mätsignaler som syntetiseras av signaler från olika delar av kraftnätet borde erhålla egenskaper som gör att de systemvida modernas karakteristik kan beskrivas bättre. Genom hela rapporten tillämpas analysmetoderna på ett testsystem som innehåller båda lokala och systemvida moder. Modalanalys av systemet leder till metodiska sätt att införa PSS:er med de egenskaper som krävs för att tillföra dämpning. Reglerstrukturerna testas sedan genom tidssimuleringar.

Vissa problem som kommunikationen av mätsignalerna kan medföra undersöks dessutom och vilka effekter dessa störningar kan tänkas medföra.

1.2 Rapportdisposition

Rapporten inleds med inledande teori i kapitel 2 där en genomgång av synkrongeneratorns funktion samt generatorns del i problemen med effektpendlar finns presenterad. En kort genomgång ges också här om effektpendlars effekter, vanliga sätt att genom regleråtgärder öka dämpningen av dessa pendlar samt en introduktion till systemvida signaler.

I kapitel 3 finns analysverktyget modalanalys beskrivet där begrepp som egenvärden, nollställena och moder definieras. Det följande kapitlet innehåller en kort presentation av programvaran som använts för analys och tidsimuleringar, medan det i kapitel 5 finns en beskrivning av testsystemet samt en modalanalys av detsamma.

I kapitel 6 och 7 undersöks möjligheterna att med PSS:er öka dämpningen för de systemvida moderna då endast lokala mätsignaler används respektive då globala signaler antas finnas tillgängliga. I kapitel 8 undersöks effekterna av störningar i kommunikationen för de globala signalerna medan det i kapitel 9 slutligen finns slutsatser och förslag till fortsatt arbete. Sist i rapporten finns en referenslista samt fyra appendix med information som behövs för att göra rapporten komplett.

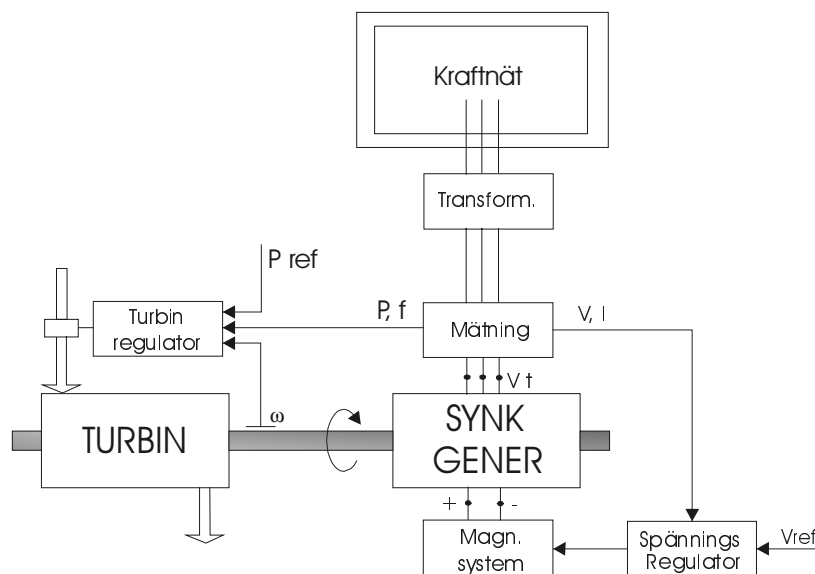
2 Inledande teori

I kraftsystem kan det uppstå effektpendlingar där effekttransporten inte är konstant utan energi svänger fram och tillbaka mellan olika delar av systemet. Dessa pendlingar är oönskade eftersom de medför en minskad överföringskapacitet. Växande pendlingar kan dessutom leda till att delar av systemet tappar synkroniseringen med varandra, vilket kan innebära utbredda strömavbrott. Speciellt i hårt belastade system där stabilitetsmarginalerna är små kan dessa pendlingar ställa till med stora problem.

Som senare skall beskrivas kommer effektpendlingarna ursprungligen från svängningar hos generatorernas rotorer. En genomgång av synkrogenerators konstruktion och egenskaper är därför en lämplig startpunkt för att försöka förstå effektpendlingarnas orsak och verkan.

2.1 Synkrogeneratoren

Elektrisk energi uppkommer genom omvandling av mekanisk energi från en roterande axel vars energi exempelvis kommer från termisk energi eller rörelseenergi från vatten. Generatorer i kraftsystemet är nästan uteslutande synkrogenerators men det finns asynkrogenerators i många vindkraftverk och i några små vattenkraftverk.



Figur 2.1 Blockdiagram av turbin och synkrogenerator.

I figur 2.1 ovan finns ett blockdiagram av ett kraftverk. Mekanisk energi kommer från turbinen och omvandlas i generatoren till elektrisk energi. Genom turbinreglering styrs den mekaniska effekten från turbinen och därmed även den aktiva effekten från generatoren. Härigenom kan också frekvensen påverkas. För att skydda turbinen mot för höga hastigheter finns det också varvtalsvakter kopplade till denna.

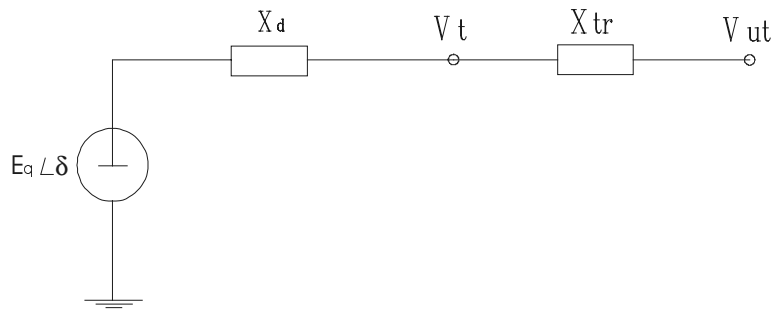
Alla generatorer består av två magnetiska delar, en stator och en rotor. Statorn är fast i förhållande till rummet och är oftast trefasig. Ett undantag är traktionssystem, som är enfasiga, där statorn är enfasig. Det är till statorn som resten av kraftsystemet är kopplat och här tas den elektriska energin. Rotorn, som sitter på axeln från turbinen och roterar med denna, kan vara rund eller ha utpräglade poler.

Rotorn magnetiseras genom magnetiseringsutrustningen av en likström och producerar ett magnetfält som roterar med rotorn. Magnetfältet inducerar en elektromotorisk kraft (emk) i varje fas av statorlindningarna. Det är i praktiken här som det trefasiga spänningssystemet skapas. För en grundlig genomgång av synkrongeneratoren se [Machowski et al. 1997] eller [Kundur 1994].

Vanligen klassas magnetiseringssystemen som antingen statiska eller roterande. Magnetiseringsutrustningens uppgift är att styra magnetiseringen av rotorn och består av en magnetiseringslindning och en automatisk spänningsregulator. De statiska systemen består av kraftelektronik och använder sig vanligen av släpningar för att försöka roteror med fältspänning. Nackdelen med de statiska systemen är främst att konstruktionen med släpningar medför mekaniskt slitage. Fördelen med de statiska systemen är att de har snabbare dynamik och tillåter snabbare reglering av generatoren. För att förstå principen för ett roterande magnetiseringssystem kan följande konstruktion betraktas. Antag att det på turbinaxeln, förutom generatorns rotor, sitter en annan rotor som roterar med axeln. Utanför lindningarna i denna rotor sätts en stator, som är fast i förhållande till rummet, som producerar ett magnetfält genom rotorn. I rotorn på denna konstruktion, som kan liknas vid en synkrongenerator vänd ut och in, kommer det att induceras spänningar som likriktas och kan användas för magnetisering av generatorns rotor. Då konstruktionen roterar med generatorns rotor på turbinaxeln behövs inga släpningar för magnetiseringen. För exempel på magnetiseringssystem se [Machowski et al. 1997].

Spänningsregulatorns uppgift är att hålla generatorns utspänning lika med den önskade referensspänningen. Genom att styra spänningen över fältlindningen kan den inducerade spänningen i statorlindningarna påverkas och härigenom också utspänningen. En följd av att kontrollera spänningen är att den reaktiva effektgenereringen kan styras eftersom denna bestäms av förhållandet mellan generatorns utspänning och spänningen i nätet.

När generatoren lastas kommer det att gå en ström genom generatorns aggregattransformator och spänningsfallet över denna gör att generatorns terminalspänning inte blir densamma som spänningen ut till nätet. Genom så kallad lastkompensering, där impedansen hos aggregattransformatorn tas med i beräkningarna, kan spänningsregulatorn kompensera för detta spänningsfall så att spänningen ut mot nätet regleras istället för terminalspänningen. Om flera generatorer är kopplade till samma spänningsskena kan dock inte båda användas för att reglera denna spänning. Spänningsregulatorns förmåga att hålla den önskade spänningen begränsas av max tillåtna fältström. I figur 2.2 finns en förenklad modell av en generator och dess aggregattransformator.



Figur 2.2 Förenklad bild av en generator och dess aggregattransformator.

Svängningar hos rotorn

Den effekt som en generator genererar till ett system bestäms bland annat av generatorns så kallade lastvinkel. Lastvinkeln är fasvinkelskillnaden δ mellan generatorns inre spänning, E_q i figur 2.2, och spänningen i systemet dit effekten skall transporteras. Som tidigare beskrivits roterar turbinen och rotorn vid genereringen av effekt. Rotorn kan alltså beskrivas som en roterande massa där rotationshastigheten inte kan ändras momentant utan systemet innefattar en viss tröghet. Efter en störning tar det därför en stund innan generatorn har hittat en ny arbetspunkt där jämvikt uppstår efter störningen, med tillfälligt varierande effektgenerering som följd. Ekvationen för rotorns rotation beskrivs av Newtons andra lag:

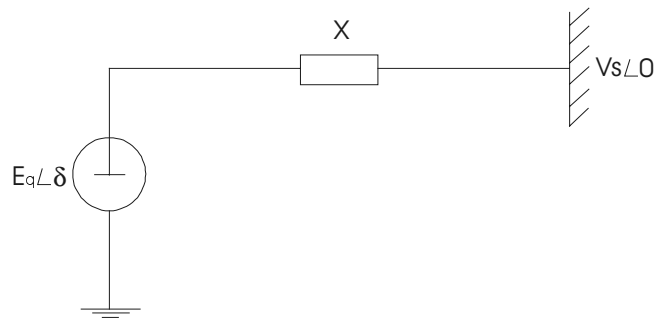
$$J \frac{d\omega_m}{dt} + D_d \omega_m = T_t - T_e$$

där J är det totala tröghetsmomentet, ω_m är rotationshastigheten hos rotorn, D_d är dämpningskoefficienten, T_t är turbinens moment och T_e är det motsatta elektriska momentet. Denna ekvation kan skrivas om till [Machowski et al. 1997]:

$$M \frac{d^2 \delta}{dt^2} = P_m - P_e - P_D = P_{acc} \quad (2.1)$$

där M är tröghetskoefficienten, δ är lastvinkeln och P_m , P_e , P_D är mekanisk, elektrisk respektive dämpningseffekt. Dämpningseffekten består bland annat av mekaniska rotationsförluster och dämpningsverkan från eventuella dämpblindningar i rotorn.

Enligt figur 2.2 kunde en generator förenklat beskrivas som en spänningskälla bakom generatorns inre impedans. För att undersöka effekttransporten från generatorn till resten av kraftsystemet är det givande att betrakta en maskin kopplat till ett starkt nät:



Figur 2.3 Generator kopplat till ett starkt nät.

Om rotorn antas vara av typen rund rotor och ledningsresistans försummas kan effekten som levereras till systemet av generatoren beskrivas av:

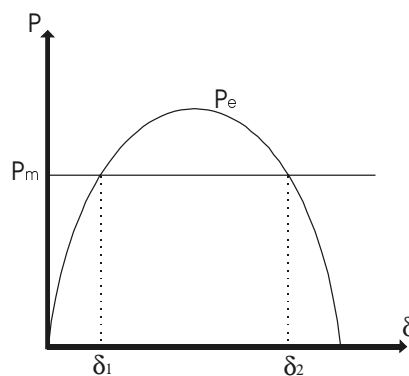
$$P_e = \frac{E_q V_s}{X} \sin \delta$$

där δ är lastvinkeln i förhållande till det starka nätet och X är den totala reaktansen från generator till det starka nätet bestående av generatorns inre reaktans, reaktansen i ledningar och transformatorreaktansen. Om dämpningseffekten försummas och den mekaniska effekten antas vara konstant så blir svängningsekvationen:

$$M \frac{d^2 \delta}{dt^2} = P_m - \frac{E_q V_s}{X} \sin \delta \quad (2.2)$$

och beskriver lastvinkelns ändringar som funktion av den mekaniska och den elektriska effekten.

Den mekaniska och den elektriska effekten kan illustreras som i figur 2.4



Figur 2.4 Den mekaniska och elektriska effekten

En störning som ger upphov till en ändring i δ , $\Delta\delta$, kommer att ge upphov till en ändring i den elektriska effekten ΔP_e . Ett svängningsförlopp som beskrivs av ekvation 2.2 kommer att inledas då generatoren återigen försöker hitta en arbetspunkt där P_m och P_e är lika. Detta svängningsförlopp ger upphov till de effektpendlingar i den genererade effekten som nämndes innan. I fallet då dämpningen försummas fås en odämpad svängning men även i riktiga kraftsystem kan svängningarna vara dåligt dämpade eller till och med instabila.

I figur 2.4 ses att det finns två vinklar δ där P_m är lika med P_e . Den mindre av dessa, δ_1 , är en stabil arbetspunkt medan δ_2 är instabil. Detta inses om en liten störning runt de olika arbetspunkterna betraktas. Antag att generatoren arbetar vid vinkeln δ_1 när en störning inträffar som ökar lastvinkeln något. Ökningen i lastvinkeln medför en ökning i den elektriska effekten. Då P_e är större än P_m blir derivatan i ekvation 2.2 negativ och lastvinkeln minskar igen mot vinkeln δ_1 . Om detta förlopp istället inträffar vid vinkeln δ_2 kommer P_e att vara mindre än P_m och ekvation 2.2 visar en acceleration mot ännu större lastvinklar. δ_2 är alltså ingen stabil arbetspunkt och förloppet leder till att generatoren mister synkroniseringen med resten av systemet.

Om en rotor har utpräglade poler blir inte generatorns inre reaktanser lika i q- och d-riktningen. Effekten som genereras till nätet från generatoren blir i detta fallet istället:

$$P_e = \frac{E_q V_s}{x_d} \sin \delta + \frac{V_s^2}{2} \frac{x_d - x_q}{x_d x_q} \sin 2\delta$$

I ekvationen ovan gäller att x_d och x_q består av reaktansen i ledningar, transformatorreaktansen och generatorns inre reaktans i d- respektive q-riktningen.

2.2 Spänningsstabilitet

Spänningen i kraftnätet skall ligga så nära sitt driftvärde som möjligt, dock med marginal till konstruktionsspänningen. Under vissa förhållanden kan en för låg spänning fås i nätet, exempelvis vid hög last. Som nämnts innan hänger spänning och reaktiv effekt i nätet ihop. Faktorer som påverkar spänningsstabiliteten är ledningarnas reaktanser och lasternas egenskaper. Ett svagt nät har höga reaktanser i ledningarna och de reaktiva förlusterna ($I \cdot X^2$) är höga. Lasternas egenskaper kan vara olika och ger olika svåra problem att bibehålla spänningen. Den svåraste är lasten som drar konstant effekt. Detta innebär att lastens effektbehov är oberoende av spänningens amplitud och frekvens. Den bästa lasten ur spänningssynpunkt är den last som har konstant impedans. För mer information om spänningsstabilitet se någon kursbok i elkraft, exempelvis [Machowski et al. 1997] eller [Kundur 1994].

2.3 Följder av effektpendlingar

Effektpendlingarna medför att den möjliga effekttransporten på ledningarna minskar. Växande pendlingar kan medföra transient instabilitet med generatorer som mister sin synkronisering som följd. Pendlingar kan också misstolkas av reläskydd som är inställda

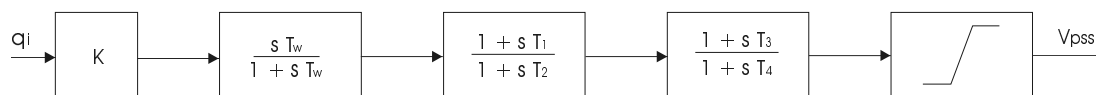
på att detektera underimpedanser. Om effekten på någon ledning överskrider det tillåtna värdet, kopplas denna ledning som skyddsåtgärd bort. Bortkopplingen av ledningen gör att den effekt som transporterades på ledningen måste ta en annan väg genom systemet och en omfördelning av effektflöden sker. Om den extra effekt som vissa ledningar får medför att dessa hamnar utanför sitt tillåtna effektområde, kan också bortkoppling av dessa ledningar tvingas genomföras, med strömlöshet i vissa områden som följd. Om en kaskad av bortkopplade ledningar uppstår kan kraftsystemet delas i isolerade delar.

2.4 Metoder att förbättra dämpningen av pendlingar

För att öka dämpningen av elektromekaniska svängningar är generatorerna utrustade med dämplindningar i rotorn. Eftersom svängningarna ändå ofta är dåligt dämpade måste olika metoder för att öka dämpningen tillämpas.

PSS – Power System Stabilizer

Den automatiska spänningsregulatorn som synkrogeneratorn är utrustad med försämrar den dämpning som fält- och dämplindningarna tillför [Machowski et al. 1997]. För att öka dämpningen av svängningarna är alla nya synkrogeneratorer idag utrustade med en PSS, vanligen kallad dämptillsats, som vanligtvis kopplas in som en extra reglerloop till den automatiska spänningsregulatorn. Insignalen till en PSS kan vara av olika slag, till exempel hastighetsavvikelse, elektrisk effekt eller frekvens. I figur 2.5 finns en schematisk bild av en PSS.

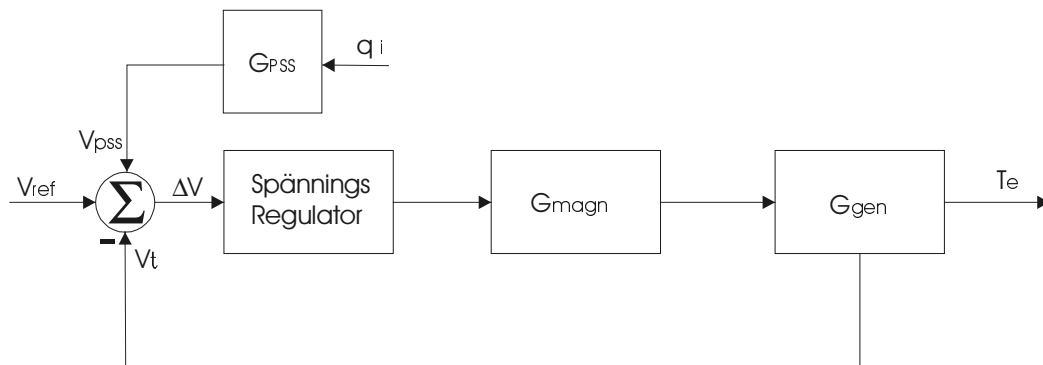


Figur 2.5 Blockschemata för vanlig PSS.

Det första blocket i figuren är dämptillsatsens förstärkning. Denna ställs in för att ge bästa möjliga dämpning av den intressanta svängningen. Nästa block är ett högpasfilter, ett så kallat wash-out filter. Filtret används till att filtrera bort långsamma eller stationära förlopp i insignalen till PSS:en eftersom denna endast skall vara aktiv i de transienta förloppen. Det tredje och fjärde är lead-lag block för att ge önskad faskompensering vid den intressanta svängningsfrekvensen. Varför man behöver denna faskompensering förklaras lite senare. Slutligen följer ett block som begränsar PSS:ens utsignal. Begränsningsblocket behövs för att stabilisatorns utsignal inte skall äventyra spänningsregulatorns funktion att styra generatorns utspänning. En vanlig gräns är att låta PSS:ens utsignal hålla sig mellan $\pm 5\%$ av spänningsregulatorns referensspänning.

PSS:ens uppgift är att tillföra positivt dämpningsmoment genom att variera spänningen över fältlindningen. Ett rent dämpande moment fås om stabilisatorn producerar en komponent av elektriskt moment i fas med rotorns hastighetsavvikelse. För att få det önskade dämpande momentet måste stabilisatorn ta hänsyn till

magnetiseringsutrustningens och generatorns överföringsfunktioner. Figur 2.6 visar en förenklad bild av en generator med en automatisk spänningsregulator och PSS.



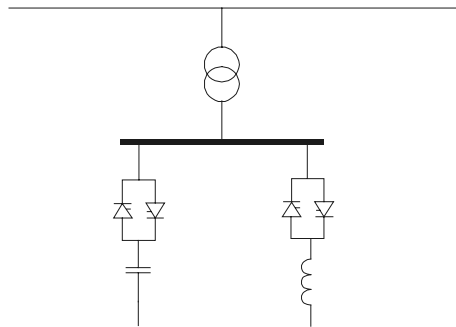
Figur 2.6 Blockschema för generator med reglering.

Om fasen för G_{PSS} skulle vara inversen av fasen för $G_{\Delta V \rightarrow T_e}$ skulle stabilisatorn ge rent dämpande moment för alla frekvenser. Då detta inte är möjligt används lead-lag elementen i figur 2.5 för att ge önskad faskompensering vid den intressanta svängningsfrekvensen. Att ta reda på generatorns överföringsfunktion är i praktiken inte det lättaste, men oftast är det viktigare att ge faskompensering över ett stort frekvensintervall än att ge exakt rätt kompensering vid en frekvens [Larsen et al. 1995]. Nämnas bör också att fasegenskaperna hos generatorn ändras med arbetspunkten. Vid hög last krävs mer faskvridning av stabilisatorn än vid låg.

Som insignal till stabilisatorn finns det olika möjligheter som medför lite olika egenskaper [Larsen et al. 1981]. Vid användning av hastighetsingång kan exempelvis nämnas att signalen kommer att innehålla vissa störningar i form av torsionssvängningar på turbinaxeln, vilket gör att signalen kan kräva ytterligare filtrering innan den kan användas. Problemen med torsionssvängningar minskar om man istället använder elektrisk effekt som insignal. Frekvensingång är allmänt mer bruskänslig än de två föregående men ger oftast bättre dämpning av systemvida moder.

Införandet av PSS:er på synkrongeneratorerna är bland det mest kostnadseffektiva sättet att öka dämpningen och alla nya generatorer är idag utrustade med en sådan. Andra faktorer som influerar PSS:ens förmåga att ge dämpning är lasternas egenskaper och också var, i förhållande till lasten, stabilisatorn är placerad [Klein et al. 1992].

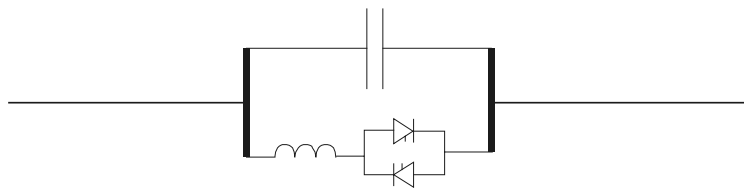
Shuntkompensering (SVC – Static Var Compensator)



Figur 2.7 Shuntkompensering.

Det finns många olika sorters SVCs. Den SVC som visas i figur 2.7 består av tyristorkopplade shuntkondensatorer och tyristorstyrda shuntreaktorer. Genom att styra den reaktiva effekten från bankerna kan spänningen vid en nod i systemet regleras. De elektromekaniska svängningarna påverkas då effekttransporten kan styras genom att styra spänningen hos noden och genom modulering av spänningsberoende laster.

Seriekompensering



Figur 2.8 Seriekompensering.

Då långa transmissionsledningar används kan kondensatorer i serie med ledningarna användas för att minska den elektriska längden för ledningen och kapaciteten för effekttransport på ledningen kan på detta sätt ökas. Med kopplingen i figur 2.8 kan kapacitansen för ledningen både ökas och minskas.

HVDC

Förmågan att direkt kunna påverka effektflöden gör att HVDC-ledningar kan användas för att dämpa svängningar men kräver avancerad styrning [Klein et al. 1991].

För mer information om metoder för stabilitetsförbättring, se någon lärobok i elkraft till exempel [Kundur 1994] eller [Machowski et al.1997].

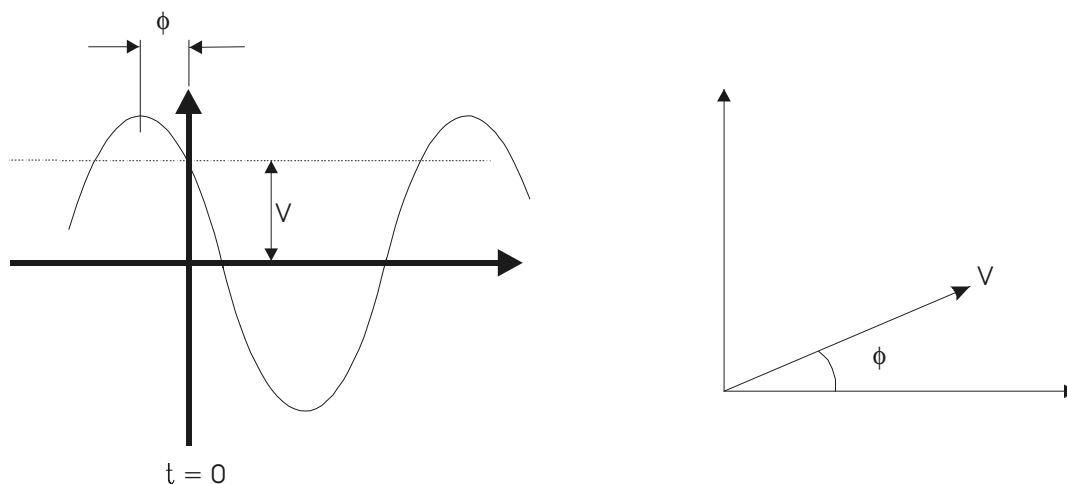
2.5 Systemvida signaler och datainsamling

När ett kraftsystem belastas hårt uppkommer snabbt problem med stabiliteten. Förut kunde förstärkningar av näten förbättra stabilitetsmarginalerna, men dagens miljöaspekter gör det svårt att bygga ut näten. Kraftsystemen måste istället övervakas och styras för att undvika att situationer uppstår då stabiliteten är i fara.

Stabilitet är ett dynamiskt fenomen och förståelsen för kraftsystemens dynamiska beteende kan ökas genom att studera dynamiska modeller. Laster och generering av effekt ändras hela tiden och för att modellerna skall vara aktuella krävs att data samlas in kontinuerligt från näten.

PMU – Phasor Measuring Unit

En relativt ny och intressant metod för insamling av data i realtid är PMU:n. Analys med hjälp av vektorer är en grundläggande och smidig representation av storheter i växelströmssystem. En vektor har en amplitud och en fasvinkel. Amplituden är lika med effektivvärdet av signalen och fasen räknas relativt en gemensam referens för systemet. I figur 2.9 finns en vektor illustrerad.



Figur 2.9 Representation av vektor.

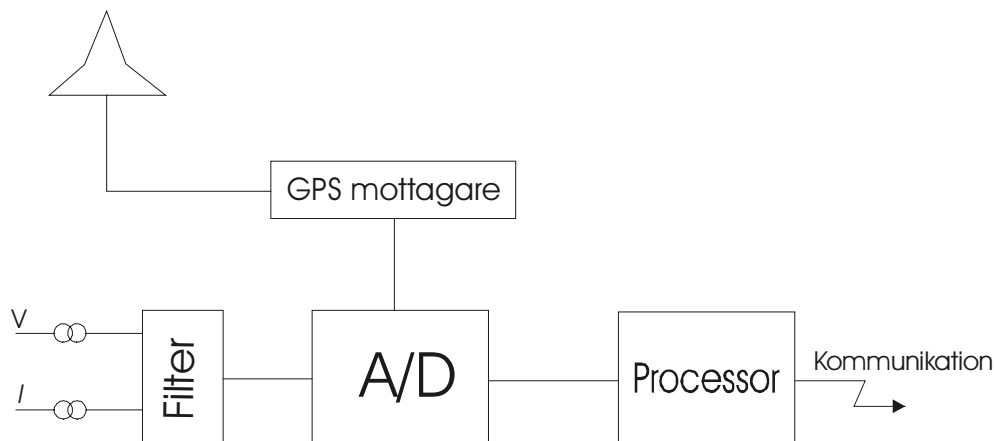
För trefasiga system kan vektorn för plusföljden beräknas enligt:

$$V_1 = \frac{1}{3}(V_a + \alpha \cdot V_b + \alpha^2 \cdot V_c)$$
$$\alpha = e^{j\frac{2\pi}{3}}$$

Oftast används vektorbegreppet som ett sätt att representera stationära sinusformiga signaler, men har visat sig användbart även på signaler som inte är fullständigt stationära. Vid elektromekaniska svängningar är inte spänningar, strömmar eller frekvens stationära

utan varierar något. Eftersom variationerna på dessa storheter är relativt långsamma kan vektorrepresentation användas som en serie av stationära vektorer. Genom att placera PMU:er på olika platser i kraftnätet kan spänningar, strömmar och fasvinklar på dessa platser bestämmas.

För att det skall vara givande att jämföra vektorer från olika delar av systemet krävs att utrustningarna är synkroniserade. Synkronisering av utrustning placerade på stora avstånd från varandra är inte trivialt. De flesta kommunikationssystem som exempelvis mikrovågor eller AM-radio sätter gränser i noggrannheten som är alldeles för dålig för att de skall vara användbara. Framsteg inom tidssynkroniseringstekniker under 1990-talet har gjort synkronisering av utrustningar på stora avstånd från varandra möjlig, med bara 1µs fel. Tekniken använder sig av Navstars Global Positioning System (GPS), det vill säga av kommunikation via satellit. Figur 2.10 visar en schematisk bild av en PMU.



Figur 2.10 PMU enhet.

GPS mottagaren avger en pulsad signal på 1Hz och håller reda på tiden för pulserna. Tiden anges i år, dag, timme, minut och sekund lokal tid eller global tid (UTC – Universal Time Coordinated). Den pulsade signalen delas ned till det nödvändiga pulsantalet per sekund, vanligtvis 12 pulser per period av systemfrekvensen. De analoga signalerna (spänning och ström) från mättransformatorerna samplas sedan och mikroprocessorn beräknar vektorn för plusföljden. Vektorer, identifierade av motsvarande tidpunkter, skickas sedan i en ström iväg för insamling eller bearbetning.

Tekniken är förhållandevis ny och alla användningsområden är säkerligen inte upptäckta än. Några exempel på användningsområden inom kraftsystem är:

- Frekvensmätning.
- Tillståndsestimering
- Stabilitetsprediktion och förebyggande styrning.

WAMS – Wide Area Measurement System

WAMS är ett övervakningssystem som samlar in mätdata från kraftsystem och tar fram viktiga data för kraftnäten. Övervakningssystemet består av utrustning för insamling och analys av mätdata. Genom tillgången till all dynamisk data kan man analysera störningar som påverkat kraftnätet. På detta sätt kan värdefull information utvinnas om kraftnärens svaga punkter, störningskällor och möjliga förbättringar av kraftsystemen.

Inom en snar framtid kommer sannolikt övervakningssystemen att kombineras med andra funktioner för styrning och reglering av kraftnäten. För att kunna utföra dessa styråtgärder på lämpligt sätt krävs stor kunskap om kraftsystemens egenskaper. WAMS utgör en bra bas för de kommande styrsystemen och bidrar genom datainsamling och analys bland annat med kunskap om kraftsystemen, något som kommer att behövas för framtida styrsystem.

För insamlingen av mätdata finns det ett antal olika utrustningar, alla med lite olika egenskaper och arbetsområden. Som två extremfall kan nämnas den mycket snabba Digital Fault Recorder (DFR) och de långsamma SCADA systemen (Supervisory Control And Data Acquisition). DFR:en arbetar i tidsskalan millisekunder men sparar bara historien för några sekunder. SCADA systemen samplar kanske bara var tionde sekund men har nästan en oändlig historiebuffert.

För ytterligare information om WAMS finns en rapport från ELFORSK, [Samuelsson 2000] och för information om vektormätningar se [Phadke 1993].

3 Systemanalys

När effektpendlingar studeras kan småsignalanalys användas. Detta innebär att kraftsystemet och maskinerna kan approximeras med linjära matematiska modeller. Simuleringar görs sedan gärna med olinjära modeller.

3.1 Modalanalys

Dynamiken hos de linjära modellerna kan beskrivas av en samling moder. En mod karakteriseras av sin frekvens, dämpning och av vilka systemvariabler som medverkar i svängningen.

De *lokala* moderna uppstår då en generator svänger mot en annan generator eller mot resten av systemet och brukar ha en frekvens på 1-2 Hz. *Systemvida* moder brukar ha en frekvens på 0.1-1 Hz och uppstår då generatorer i ett område av systemet svänger mot generatorer i ett annat. De lokala modernas dämpning kan oftast ökas genom regleråtgärder på den enskilda generatoren. De systemvida modernas egenskaper beror mycket på kraftsystemets egenskaper och är ofta dåligt dämpade eller till och med negativt dämpade, vilket leder till växande pendlingar. Dessa moder är svårare att analysera då det inte är helt klart vad det är som inverkar i dessa. Klart är dock att dämpningen minskar ju svagare nätet är och ju mer effekt som transporteras.

DAE-system

Systemet beskrivs vanligen av en samling vektorvärda differential och algebraiska ekvationer (DAE),

$$\begin{aligned}\dot{x}_d &= f(x_d, x_a, u) \\ 0 &= e_a = g(x_d, x_a, u) \\ y &= h(x_d, x_a, u)\end{aligned}$$

där x_d och x_a är de dynamiska respektive algebraiska tillstånden och u och y är insignals respektive utsignalsvektorn. Linjärisering runt en arbetspunkt ger ett linjärt DAE-system,

$$\begin{aligned}E_{dae} \begin{bmatrix} \Delta \dot{x}_d \\ \Delta \dot{x}_a \end{bmatrix} &= A_{dae} \begin{bmatrix} \Delta x_d \\ \Delta x_a \end{bmatrix} + B_{dae} \Delta u \\ \Delta y &= C_{dae} \begin{bmatrix} \Delta x_d \\ \Delta x_a \end{bmatrix} + D_{dae} \Delta u\end{aligned}\tag{3.1}$$

där

$$E_{dae} = \begin{bmatrix} I & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \quad A_{dae} = \begin{bmatrix} A_{11} & A_{21} \\ A_{12} & A_{22} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial f}{\partial x_d} & \frac{\partial f}{\partial x_a} \\ \frac{\partial g}{\partial x_d} & \frac{\partial g}{\partial x_a} \end{bmatrix} \quad B_{dae} = \begin{bmatrix} B_1 \\ B_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial f}{\partial u} \\ \frac{\partial g}{\partial u} \end{bmatrix}$$

$$C_{dae} = [C_1 \quad C_2] = \begin{bmatrix} \frac{\partial h}{\partial x_d} & \frac{\partial h}{\partial x_a} \end{bmatrix} \quad D_{dae} = D_1 = \frac{\partial h}{\partial u}$$

ODE-system

Genom att eliminera de algebraiska tillstånden kan DAE-systemet skrivas om till ett system med ordinära differentialekvationer (ODE-system),

$$\begin{cases} \dot{x}_d = A_{ode}x_d + B_{ode}u \\ y = C_{ode}x_d + D_{ode}u \end{cases} \quad (3.2)$$

där

$$\begin{aligned} A_{ode} &= A_{11} - A_{12}A_{22}^{-1}A_{21} \\ B_{ode} &= B_1 - A_{12}A_{22}^{-1}B_2 \\ C_{ode} &= C_1 - C_2A_{22}^{-1}A_{21} \\ D_{ode} &= D_1 - C_2A_{22}^{-1}B_2 \end{aligned}$$

Uppdelning i moder

Systemmatrisen i ett ODE-system kan vanligtvis diagonaliseras av den kvadratiske högra modalmatrisen Φ ,

$$\begin{aligned} \Phi^{-1}A_{ode}\Phi &= \Lambda \\ A_{ode}\Phi &= \Phi\Lambda \end{aligned}$$

Kolumnerna i Φ är de högra egenvektorerna till A_{ode} och diagonalelementen i Λ är respektive egenvärden.

På samma sätt kan också den vänstra kvadratiske modalmatrisen användas för att diagonalisera systemet:

$$\begin{aligned} \Psi A_{ode} \Psi^{-1} &= \Lambda \\ \Psi A_{ode} &= \Lambda \Psi \end{aligned}$$

Raderna i Ψ utgör i detta fallet de vänstra egenvektorerna till A_{ode} och diagonalen i Λ egenvärdena.

Om det inte finns något egenvärde i origo kan Φ och Ψ väljas som $\Psi = \Phi^{-1}$. Genom koordinattransformation kan ODE-systemet sedan diagonaliseras:

$$\begin{aligned} & \text{koordinattransformation : } x_d = \Phi z \\ & \begin{cases} \Phi \dot{z} = A_{ode} \Phi z + B_{ode} u \\ y = C_{ode} \Phi z + D_{ode} u \end{cases} \Rightarrow \begin{cases} \dot{z} = \Phi^{-1} A_{ode} \Phi z + \Phi^{-1} B_{ode} u \\ y = C_{ode} \Phi z + D_{ode} u \end{cases} & (3.3) \\ & \begin{cases} \dot{z} = \Lambda z + \Psi B_{ode} u \\ y = C_{ode} \Phi z + D_{ode} u \end{cases} \end{aligned}$$

I systemet ses att dynamiken beskrivs av oberoende första ordningens differentialekvationer, nämligen moderna. Matrisen ΨB_{ode} kallas *styrbarhetsmatrisen* och matrisen $C_{ode} \Phi$ kallas *observerbarhetsmatrisen*.

För att avgöra hur viktigt ett dynamiskt tillstånd är för en mod kan systemets så kallade *participation factors* beräknas.

$$p_{ki} = \Psi_{ik} \Phi_{ki} \quad (3.4)$$

p_{ki} är ett relativt mått på hur mycket mod i påverkas av element k i x_d .

Ett egenvärde kan delas upp i real- och imaginärdel: $\lambda_i = \sigma_i + j\omega_i$. Utan insignal kommer denna moden att beskrivas av svängningen

$$z_i(t) = z_i(0) e^{\sigma_i t} e^{j\omega_i t}$$

Om egenvärdet är komplext kommer svängningen att ha den absoluta dämpningen $-\sigma_i$ och en frekvens som beskrivs av ω_i . Den *relativa dämpningen* för svängningen definieras som

$$\frac{-\sigma_i}{\sqrt{(\sigma_i^2 + \omega_i^2)}} \quad (3.5)$$

Rörelsen kan också beskrivas som

$$z_i(t) = \Psi_i x_d(0) e^{\lambda_i t}$$

Den vänstra egenvektorn Ψ_i anger här hur mycket mod i påverkas av de dynamiska tillstånden i $x_d(0)$. Mod i påverkar tillstånden i $x_d(t)$ med faktorn

$$\Phi_i z_i(0) e^{\lambda_i t}$$

Den högra egenvektorn Φ_i ger alltså ett mått på hur starkt mod i är kopplad till de dynamiska tillstånden.

Genom att införa en styrslag $u=Ky$ kan man påverka dynamiken i systemet. För små förstärkningar eller om systemet inte har några direkttermer (D_{ode} är noll), kan visas att ([Samuelsson 1997]):

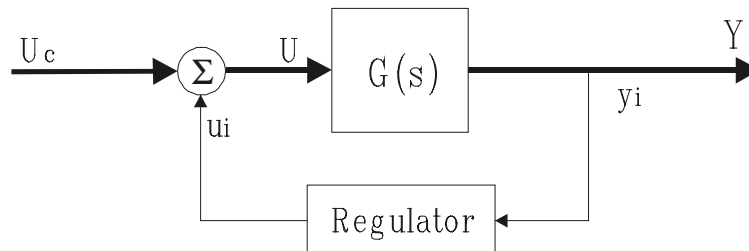
$$\frac{\partial \lambda_i}{\partial K} = \Psi_i B_{ode} C_{ode} \Phi_i \quad (3.6)$$

Härigenom fås både storlek och riktning för egenvärdesförflyttningen vid återkoppling med små förstärkningar K . Detta kallas *egenvärdeskänslighet*.

3.2 Poler och nollställen

Vid införande av stabiliserande åtgärder i kraftnäten visar det sig att det finns många faktorer som påverkar hur framgångsrikt metoden i fråga kommer att förbättra systemets egenskaper. Exempelvis valet av de platser där åtgärderna appliceras kommer att ha stor betydelse för resultatet, liksom vilka storheter som används som mätsignaler och styr signaler. En PSS på en viss generator kan till exempel dämpa en svängning tillfredsställande medan alla försök att dämpa samma svängning med en PSS på en annan generator misslyckas totalt.

Vid försök att uppnå stabiliserande effekter av ett system är nyckeln återkoppling. Genom att mäta utsignaler från systemet kan det slutna systemets (system med återkoppling) egenskaper förbättras jämfört med det öppna systemet (system utan återkoppling). I figur 3.1 ses ett system med många styr signaler och utsignaler varvid en utsignal återkopplas för att användas i regleringen av systemet. I det aktuella fallet kan $G(s)$ tolkas som själva kraftsystemet och regulatoren som en PSS tillhörande en generator.



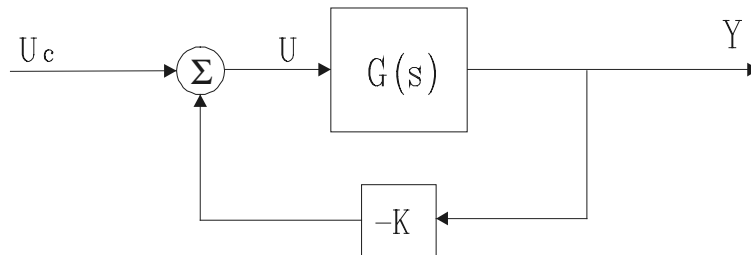
Figur 3.1 Exempel på reglerstruktur vid återkoppling.

Det som i själva verket har den avgörande betydelsen för återkopplingens förmåga att påverka systemets egenskaper är nollställena i systemets överföringsfunktion från den använda styr signalen till utsignal.

$$G(s) = \frac{B(s)}{A(s)} = \frac{\sum_{i=1}^m (s - z_i)}{\sum_{j=1}^n (s - p_j)} ; \quad Y(s) = G(s) \cdot U(s) \quad (3.7)$$

z_i i ekvation 3.7 är de olika nollställena medan p_j är egenvärdena eller moderna. Om en kombination av in- och utsignaler råkar få ett nollställe att helt sammanfalla med ett egenvärde i överföringsfunktionen kommer alla försök att påverka den tillhörande moden med denna signalkombination att vara förgäves.

Vid återkoppling med förstärkningen K av ett SISO-system (Single Input Single Output) kommer det slutna systemets poler att förflyttas mot det öppna systemets nollställena eller mot oändligheten. Detta kan visas enligt följande:



Figur 3.2 Återkoppling med förstärkning $-K$.

Enligt figur 3.2 gäller:

$$\begin{cases} U = U_c - K \cdot Y \\ G(s) = \frac{B(s)}{A(s)} \\ Y = G(s) \cdot U \end{cases}$$

$$\Rightarrow Y = \frac{B(s)}{A(s)} \cdot U_c - \frac{K \cdot B(s)}{A(s)} \cdot Y \Rightarrow Y(s) = \frac{B(s)}{A(s) + K \cdot B(s)} \cdot U_c \quad (3.8)$$

Om förstärkningen K i ekvation 3.8 är noll, är systemet öppet och polerna är det öppna systemets poler. När K sedan ökas från noll införs återkoppling, och när $K \rightarrow \infty$ kommer det slutna systemets poler att förflyttas mot det öppna systemets nollställena. Oftast har systemet fler poler än nollställena. Skillnaden mellan antalet poler och nollställena, $d = \text{deg}(A) - \text{deg}(B)$, kallas polöverskottet. Vid återkoppling kommer alltså d stycken poler inte ha någon motsvarande nollställe att gå till då $K \rightarrow \infty$. Dessa poler kommer då att gå mot oändligheten. Det öppna systemets nollställena kommer alltså att avgöra om systemets poler framgångsrikt kan flyttas genom återkoppling.

4 Programvara

De simuleringar projektet innefattar utfördes i EUROSTAG från Tractebel-Electricité de France [EUROSTAG]. Matlab [Matlab] och toolboxen Euromat användes för analys av system och simuleringsresultat.

4.1 EUROSTAG

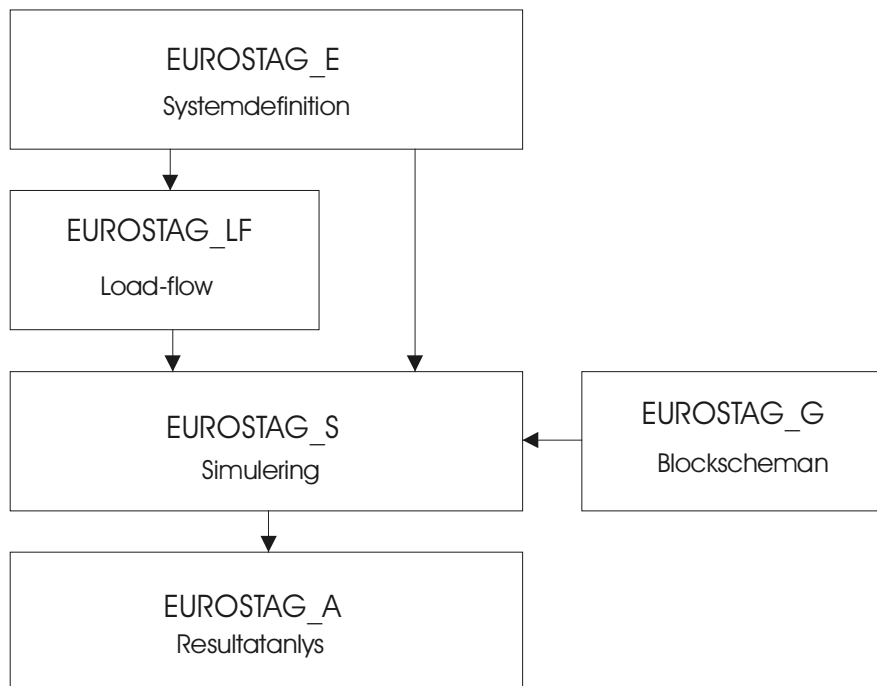
EUROSTAG är ett kraftfullt simuleringsprogram med många valmöjligheter som också, förutom att genomföra tidssimuleringar, kan linjärisera systemen och exportera den linjäriserade modellen till exempelvis Matlab. Programmet arbetar med variabel steglängd, vilket gör att programmet blir snabbt och smidigt att jobba med även vid långa tidsförlopp.

Simulering i EUROSTAG kan beskrivas i tre olika etapper:

1. Uppbyggnad av kraftsystemet.
2. Simulering
3. Analys

Under den första etappen definieras kraftsystemets olika komponenter, som till exempel ledningar, noder och laster. Systemets dynamik skall också beskrivas liksom de olika händelser som önskas i simuleringssekvensen. När detta är gjort kan en interaktiv simulering genomföras där användaren själv kan påverka simuleringsgången. Resultaten kan sedan analyseras med hjälp av en grafisk post-processor eller exporteras till exempelvis Matlab för vidare analys.

EUROSTAG är uppbyggt av ett antal underprogram som löser olika deluppgifter av problemet. I figur 4.1 ses dataflödet i en simuleringsmodell.



Figur 4.1 Dataflöde i EUROSTAG

Uppgiften att ta fram en simuleringsmodell inleds med att nätet definieras. Noderna i systemet tilldelas namn och knyts ihop med ledningar. Data för noderna, till exempel last eller produktion som finns kopplad till en nod, måste anges liksom ledningarnas egenskaper. Detta görs i ett program kallat EUROSTAG_E.

När transmissionsnätet är definierat görs ett load-flow, eller en effektlödesberäkning. Detta innebär att systemet initieras i den arbetspunkt de olika belastningarna och produktionerna medför. Resultatet av effektlödesberäkningen fås i en läsbar fil samtidigt som resultaten används senare i simuleringen. Load-flow görs i EUROSTAG_LF.

Systemets dynamiska egenskaper definieras sedan genom att koppla till de dynamiska komponenterna. De dynamiska komponenterna är till exempel generatorer, transformatorer och dynamiska laster. I denna del tilldelas generatorerna också sina regulatorer. Detta görs också i EUROSTAG_E och resultatet lagras i en fil som används senare i simuleringen.

I EUROSTAG_E skall även det händelseförlopp som simuleringen skall genomgå definieras. Exempel på olika händelser kan vara ledningsbortkopplingar, kortslutningar eller lastmodifieringar. Resultatet lagras i en ny fil.

Regulatorerna byggs upp som blockscheman i EUROSTAG_G. Blockscheman komponeras av standardblock från ett bibliotek i programmet.

När ovanstående steg är genomförda kan simuleringen börja. Simuleringen genomförs i EUROSTAG_S. Simuleringen kan ske interaktivt där användaren själv kan påverka

simuleringsgången. Användaren kan exempelvis plotta variabler av intresse eller stoppa simuleringen om den anses onödig.

Efter simuleringen kan resultaten analyseras i EUROSTAG_A. Resultaten kan också exporteras till Matlab eller Excel.

4.2 Matlab

Analysen av systemen genomfördes i Matlab. Matlab är ett matrisbaserat mycket kraftfullt och välkänt matematikprogram. Till Matlab finns det många färdigskrivna funktionssamlingar, kallade toolboxar, som innehåller funktioner för olika tillämpningar. För analys av system uppbyggda i EUROSTAG finns det en toolbox som heter Euromat.

Euromat

Toolboxen Euromat är skriven av Olof Samuelsson och är en samling funktioner för analys av kraftsystem linjäriserade i EUROSTAG. Programmets definitioner överensstämmer med definitionerna i artikeln [Larsen et al. 1995].

Som indata får Euromat en linjäriserad modell av systemet i EUROSTAG. Kraftsystemet kan sedan grafiskt definieras och en bild bestående av systemets noder och ledningar visas på skärmen. I Matlab fås tillgång till ett stort antal variabler och matriser för systemet, bland annat finns matriserna för både DAE och ODE systemet att tillgå liksom systemets egenvärden och egenvektorer. Euromat kan också användas till att åskådliggöra systemens egenskaper såsom moder, observerbarhet och styrbarhet på ett bra och överskådligt sätt.

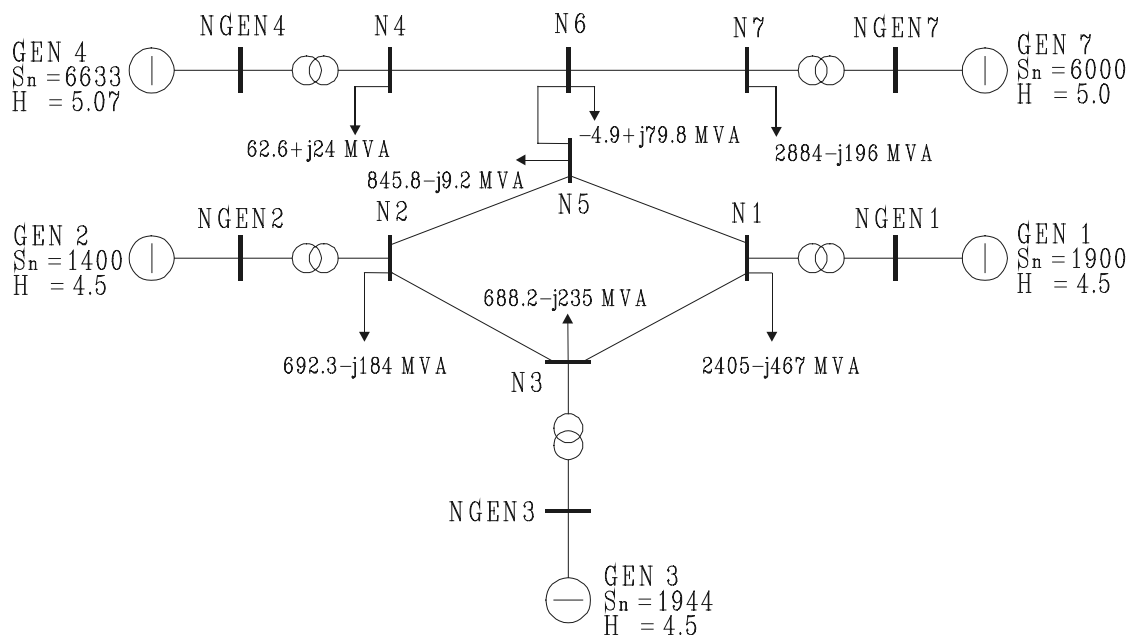
5 Testsystem

En modell är en, i någon form förenklad representation av verkligheten. Komplexitetsnivån för modellen skall avgöras av syftet med modellen. Vid arbete med en enkel modell där endast de mest framträdande egenskaperna från verkligheten finns representerade, blir resultaten generella och kan ofta utnyttjas i fler fall än bara det undersökta. Resultatens överensstämmelse med verkligheten blir begränsad men modellen passar bra för analytisk undersökning och olika variablers inverkan i resultaten blir lättare att överskåda. Modeller med högre komplexitetsnivå kan vara lämpliga att använda då problemställningen är väl avgränsad och definierad och kvantitativa resultat är att föredra framför kvalitativa. Exempelvis vid dimensionering av ledningar är det viktigt med modeller som väl representerar verkligheten.

Modellen som här använts för att studera svängningar och dämpningsegenskaper är en enkel modell bestående av fem generatorer och tolv noder.

5.1 Systembeskrivning

Testsystemet är en modell av Brasiliens södra/sydöstra kraftsystem. Systemet finns exempelvis beskrivet [Martins et al. 2000] och i en något annorlunda form i [Jones 1996]. I figur 5.1 finns ett schema av systemet.



Figur 5.1 Testsystem.

Systemdata

Märkeffekterna S_n i figuren är angivna i MVA och tröghetskonstanterna H i MWs/MVA. Övrig data för systemet och de parametrar som använts i EUROSTAG finns redovisade i Appendix A.

Störning

Systemet antas vara i stationär drift vid sin arbetspunkt då en störning påverkar systemet. Störningen kan exempelvis vara ett blixtnedslag eller nedfallet träd och simuleras som en transient kortslutning på ledning N5 – N2. Vid kortslutningen exciteras de intressanta moderna och effektpendlingar uppstår mellan de olika delarna av systemet.

Modell i EUROSTAG

Till generatorerna används i EUROSTAG en femte ordningens modell (se [Machowski et al. 1997]). Dämplindningars effekt tas med men inte den magnetiska mätningen.

Turbinreglering för generatorer 1, 2, 3 och 4 sker med standardregulatorn GOVHYDR. Detta är en standardregulator för reglering av vattenturbiner. För generator 7 används konstant axelmoment. Detta modelleras i EUROSTAG med en standardmodul som heter CMCONST.

Spänningsregleringen för alla fem generatorerna sker med en standardregulator som i EUROSTAG kallas AVR+PSS. AVR+PSS modellerar magnetiseringsutrustningen och styrs av övermagnetiseringsbegränsning, undermagnetiseringsbegränsning, spänningsavvikelse och PSS-signal. Den PSS som finns har aktiv effekt som insignal, men kopplas ur vid analysen och systemet analyseras med enbart spänningsregulatorn aktiv. Information om de olika turbin- och spänningsregulatorerna kan hittas i manualen till EUROSTAG [EUROSTAG].

I Appendix B finns blockscheman för de olika regulatorerna.

5.2 Analys av testsystem

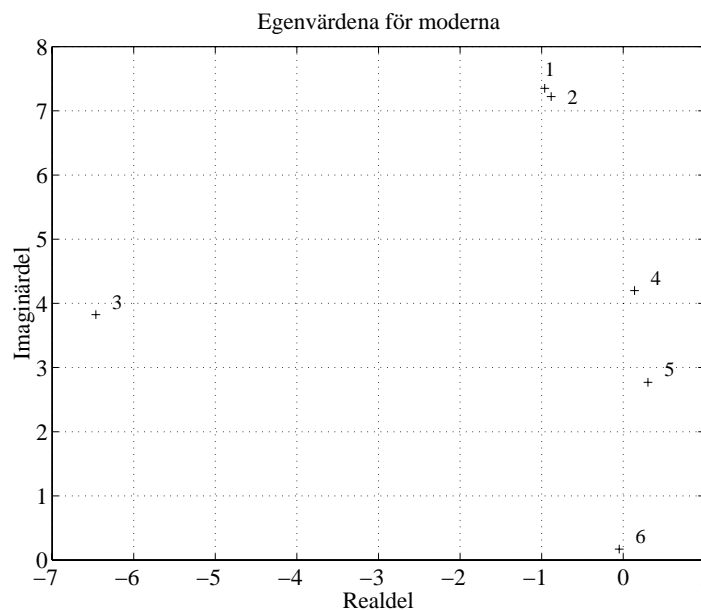
Analysen av systemet inleddes med att ett loadflow genomfördes i EUROSTAG. Resultatet av detta finns i Appendix C. Systemet linjäriserades runt arbetspunkten med hjälp av EUROSTAG och det linjäriserade systemet analyserades i Matlab och Euomat.

Modalanalys

De olika moderna som systemet innefattar kan beskrivs med hjälp av systemets egenvärden. Alla systemets egenvärden tillhörande de dynamiska tillstånden finns redovisade i Appendix D. Moderna som är av intresse är de elektromekaniska moderna eftersom de ofta är dåligt dämpade. I tabell 5.1 finns moderna som har en relativ dämpning mindre än 0.9 redovisade. Dessa moder finns också åskådliggjorda i figur 5.2. Den relativa dämpningen definieras enligt ekvation 3.5.

Mod	Egenvärde	Frekvens (rad/s)	Relativ dämpning
1	$-0.9620 \pm 7.3510i$	7.4137	0.1298
2	$-0.8834 \pm 7.2225i$	7.2763	0.1214
3	$-6.4642 \pm 3.8242i$	7.5107	0.8607
4	$0.1385 \pm 4.1985i$	4.2008	-0.0330
5	$0.3039 \pm 2.7703i$	2.7869	-0.1090
6	$-0.0491 \pm 0.1701i$	0.1771	0.2773

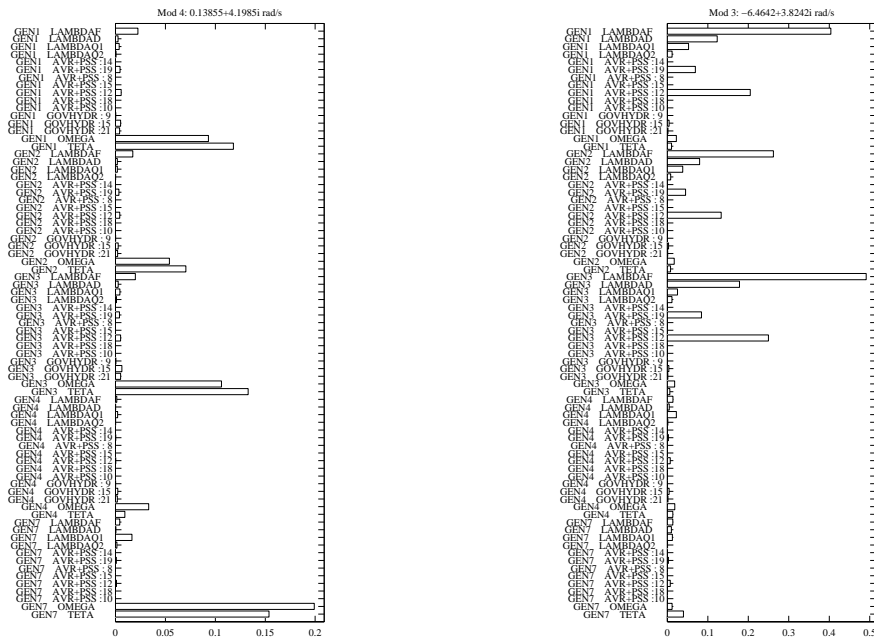
Tabell 5.1 Moderna med relativ dämpning < 0.9 .



Figur 5.2 Moderna med relativ dämpning < 0.9 .

Mod 4 och mod 5 har positiv realdel vilket betyder att de har en negativ relativ dämpning. Dessa moder kommer alltså att uppvisa en instabil svängning om de exciteras. Det kan redan nu slås fast att dessa moder kommer att ställa till med bekymmer om dämpningen för dem inte kan förbättras så att de blir stabila. Med stabil menas att egenvärdena måste flyttas in det i vänstra halvplanet genom exempelvis styrning av generatorer (med PSS) eller med hjälp av någon form av systemkompensering, exempelvis SVC.

Genom att titta i tabell 5.1 ses att moderna 1, 2, 4, 5 och 6 har mycket lägre relativ dämpning än mod 3 och kan misstänkas vara av elektromekanisk natur. För att ta reda på vilka som verkligen är de elektromekaniska moderna kan systemets participation factors undersökas, då dessa anger hur mycket de olika dynamiska tillstånden påverkar moderna. De olika faktorerna beräknas enligt ekvation 3.4 och i figur 5.3 finns som jämförelse dessa redovisade för mod 4 och mod 3.



Figur 5.3 Participation factors för mod 4 och mod 3.

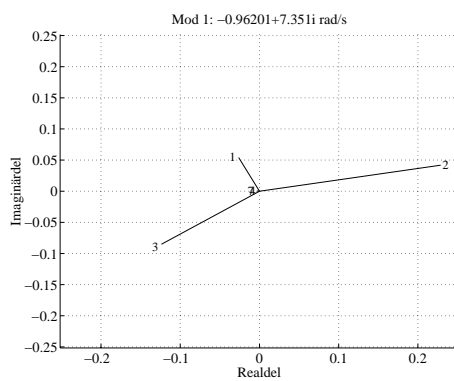
I figuren ses att mod 4 domineras av generatorernas lastvinklar och rotorhastigheter (TETA och OMEGA i figuren), medan mod 3 inte påverkas så starkt av dessa tillstånd. I mod 3 är det istället olika flöden i generatorerna (LAMBDA i figuren) som påverkar moderna mest. Mod 4 kallas för en *elektromekanisk mod* eftersom det är en huvudsakligen elektromekanisk svängning. Mod 1, 2 och 5 är också elektromekaniska moder. Mod 3 är troligen en magnetiseringsmod eftersom det är tillstånd i magnetiseringsutrustningen som huvudsakligen medverkar. Mod 6 är en så kallad *stelkroppsmod* där hela systemets generatorer svänger tillsammans.

De högra egenvektorn, Φ_i , ger ett mått på hur starkt mod i är kopplad till de olika dynamiska tillstånden och kan användas för att få en uppfattning om hur de olika generatorerna samverkar i de olika moderna. Om exempelvis elementen för generatorernas maskinvinklarna i de högra egenvektorerna jämförs med varandra fås en bild på hur generatorerna samverkar i de olika moderna. Elementen för generatorernas maskinvinklar för de elektromekaniska moderna finns redovisade i tabell 5.2.

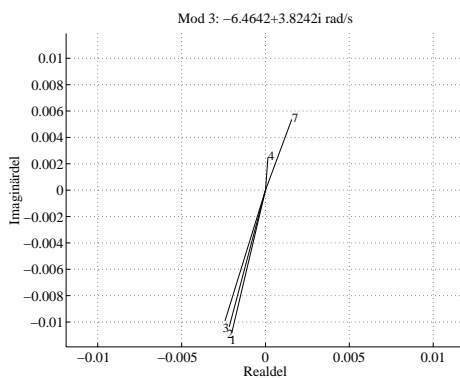
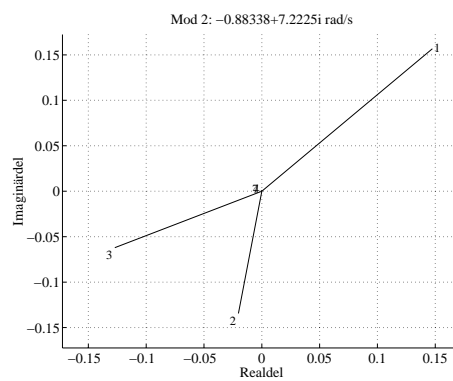
Mod	Gen 1	Gen 2	Gen 3	Gen 4	gen 7
1	$0.060e^{j116^\circ}$	$0.233e^{j10^\circ}$	$0.150e^{-j145^\circ}$	$0.001e^{j169^\circ}$	$0.003e^{j173^\circ}$
2	$0.215e^{j47^\circ}$	$0.136e^{-j99^\circ}$	$0.142e^{-j154^\circ}$	$0.001e^{j92^\circ}$	$0.001e^{j125^\circ}$
3	$0.011e^{-j101^\circ}$	$0.011e^{-j102^\circ}$	$0.010e^{-j104^\circ}$	$0.003e^{j87^\circ}$	$0.006e^{j74^\circ}$
4	$0.200e^{-j43^\circ}$	$0.182e^{-j41^\circ}$	$0.208e^{-j45^\circ}$	$0.014e^{j86^\circ}$	$0.146e^{j141^\circ}$
5	$0.051e^{j159^\circ}$	$0.049e^{j151^\circ}$	$0.052e^{j162^\circ}$	$0.154e^{-j1^\circ}$	$0.136e^{-j175^\circ}$
6	$0.031e^{-j102^\circ}$	$0.020e^{-j123^\circ}$	$0.038e^{-j93^\circ}$	$0.162e^{-j69^\circ}$	$0.202e^{j108^\circ}$

Tabell 5.2 Elementen för generatorernas maskinvinklar.

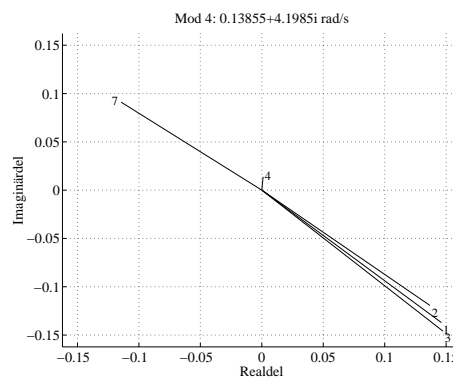
Med de så kallade *modformerna* kan siffrorna i tabell 5.2 ges en tolkning. Modformerna kan tolkas som en geografisk bild av moden där generatorernas maskinvinkelelement ritas som vektorer i det komplexa talplanet. Om två generatorer där maskinvinkelelementen skiljer sig åt med 180° antas vara i motfas och svänger mot varandra blir de motsvarande vektorerna i modformerna motriktade varandra. Figurerna 5.4, 5.5 och 5.6 visar modformerna för moderna. Figurerna visar bra sätt att åskådliggöra modformer som ger en mer överskådlig bild än tabell 5.2.

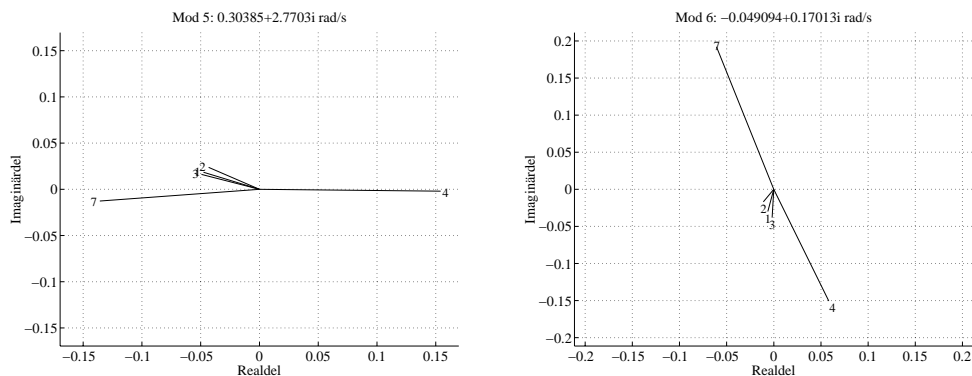


Figur 5.4 Modformerna för mod 1 och mod 2.



Figur 5.5 Modformerna för mod 3 och mod 4.





Figur 5.6 Modformerna för mod 5 och mod 6.

Moderna 1, 2, 4 och 5 är de elektromekaniska moderna, mod 3 är en magnetiseringsmod och mod 6 är en stelkroppsmod. Modform 1 visar att det är främst generatorerna 1, 2 och 3 som medverkar i denna moden. I modform 2 svänger generator 1 mot generator 2 och 3. Dessa två moder sägs vara så kallade lokala moder eftersom bara ett litet geografiskt område är inblandad i moden.

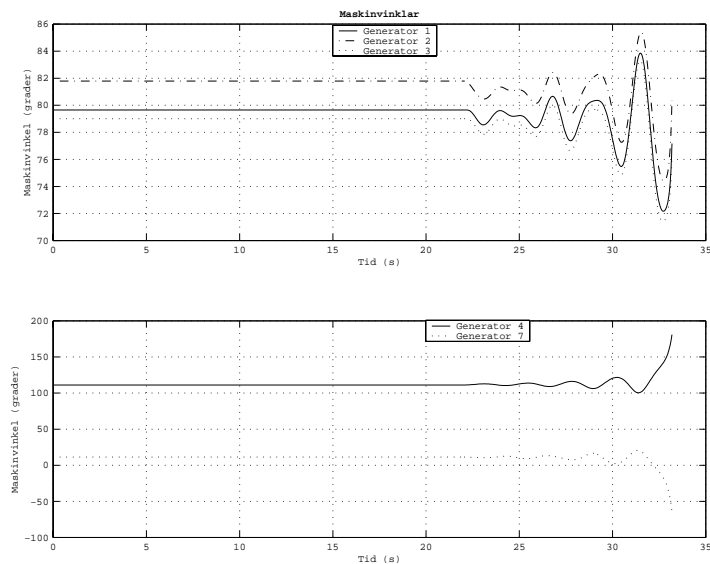
Modform 4 visar hur en systemvid mod kan se ut. Dessa moder kännetecknas av att delar av systemet svänger mot varandra. I mod 4 är det den nedre delen av systemet, bestående av generator 1, 2 och 3, som svänger mot det ekvivalenta systemet representerat av generator 7. I mod 5 svänger generator 4 mot resten av systemet. Systemvida moder brukar ha lägre frekvens än de lokala moderna och vara dåligt dämpade.

När modformer tolkas måste generatornas storlekar tas i poportion mot stapelstorlekarna. En generator med stor tröghet svänger i regel med mindre amplitud jämfört med en med mindre tröghet. Ur modformerna kan dock en uppfattning fås om vilka generatorer som samverkar och vilka som svänger mot varandra.

5.3 Simulering av störning på system

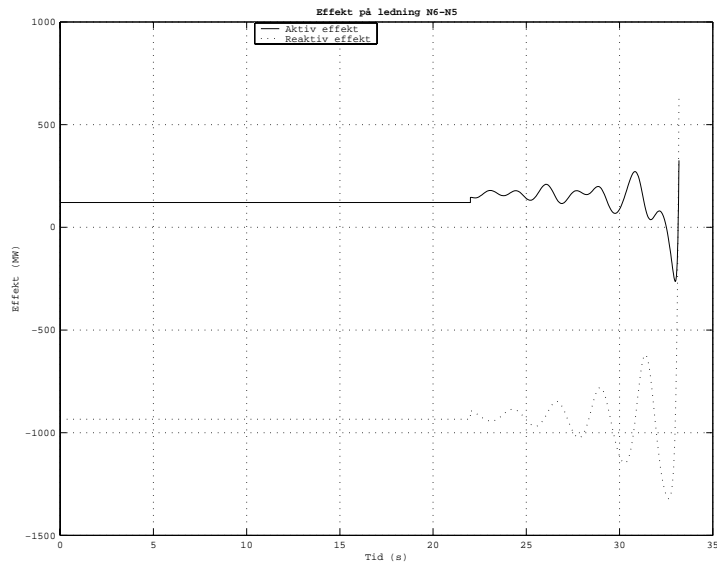
För att studera beteendet på systemet genomfördes en simulering i EUROSTAG. Systemet arbetar ursprungligen i sin arbetspunkt när en transient trefasig kortslutning på mitten av ledning N5 – N2 inträffar.

Simuleringsresultat



Figur 5.7 Maskinvinklar för generatorerna.

I figur 5.7 ovan ses generatorernas maskinvinklar. Vid tiden 22 s sker en transient trefasig kortslutning på ledningen N5 – N2. I inledningen av svängningen som uppkommer ses att den består av en lågfrekvent del och en med högre frekvens. Svängningen med den högre frekvensen är förmodligen någon av de lokala moderna och eftersom de lokala moderna är bättre dämpade minskar amplituden på dessa svängningar snabbt och kvar blir bara den lågfrekventa svängningen. Svängningen med lägre frekvens har en amplituden som ökar hela tiden och är alltså negativt dämpad. Frekvensen är på ungefär 0.45 Hz eller 2.8 rad/s vilket tyder på att moden som syns i simuleringen är mod 5. Vid tiden 32 s mister generatorerna synkroniseringen och maskinvinklarna går antingen mot högre eller lägre värden. I figuren nedan syns pendlingen i effekt på ledningen N5 – N6.



Figur 5.8 Effekten på ledningen N5 – N6.

6 Reglering med lokala signaler

Ett kraftsystem utsätts hela tiden av störningar av olika slag. Det kan exempelvis vara kortslutningar i systemet på grund av blixtnedslag eller nedfallna träd över ledningar. För att klara dagens höga krav på tillgänglighet av elektrisk energi måste systemen klara av att fortsätta leverera energi trots dessa störningar. Testsystemets nuvarande situation är ohållbar. En liten störning av arbetspunkten kommer att excitera någon av de instabila moderna och systemet kommer inte att klara bibehålla stabiliteten.

I detta kapitel kommer att undersökas hur lokala mätsignaler kan användas för att uppnå förbättrad stabilitet. Utgångspunkten kommer att vara att dämpningen skall förbättras genom styrning av generatorerna, det vill säga med hjälp av en eller flera PSS-er.

6.1 Lokala signaler

I kapitel 2 nämndes att den automatiska spänningsregulatorn på ett önskat sätt försämrar den transienta stabiliteten för generatorn och att PSS:er därför införs för att motverka denna försämring. Den signal som finns till förfogande för dämpning av moder med PSS:er är alltså magnetiseringsspänningen över generatorns fältlindning. Som ingångar definieras fältspänningen till generatorerna vilket ger totalt fem ingångar att välja mellan då PSS:en skall placeras. Generator 7 är lite speciell eftersom den skall likna ett effektimporterande område. Placering av PSS:er på denna generator kommer därför att undvikas.

Det finns olika lokala signaler som kandiderar till PSS:ens insignal. Här studeras fallen då insignalen är aktiv effekt från generatorn respektive generatorns vinkelhastighet. Utsignalerna från modellen definieras därför som just generatorernas aktiva effekt och dess vinkelhastighet. Med lokala signaler menas att när en generator utrustas med en PSS finns som mätsignal endast tillgång till denna generators mätstorhet. I kapitel 7 diskuteras de utökade möjligheterna för regleringen då mätsignalerna antas globala.

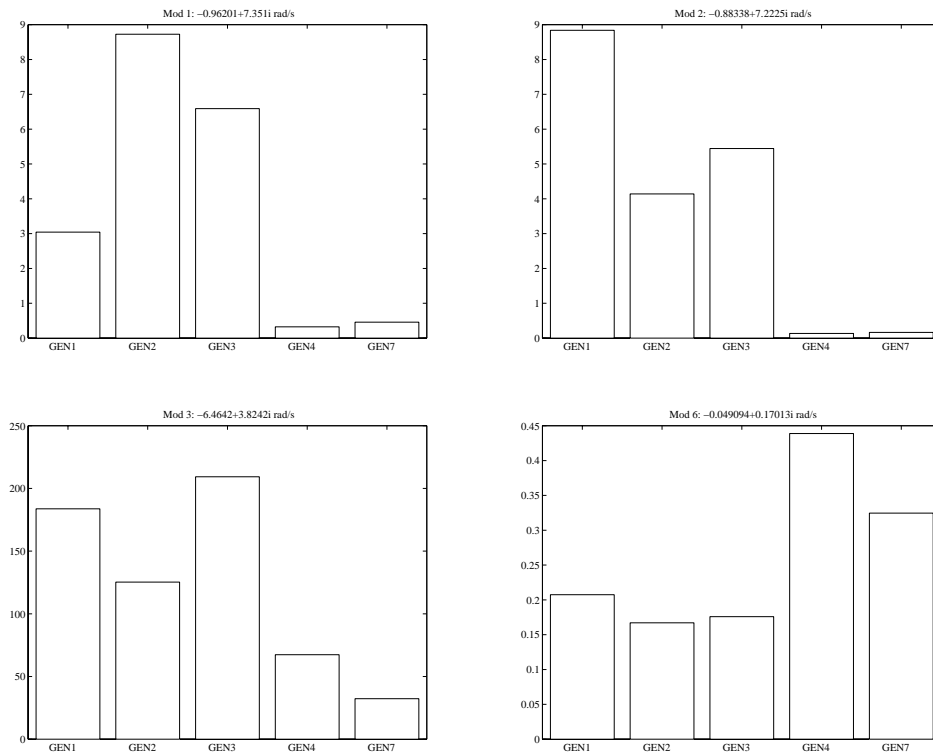
Styrbarhet för moderna

Enligt ekvation 3.3 kunde styrbarhetsmatrisen, ΨB_{ode} , användas för att ge ett relativt mått på hur stark koppling det finns mellan moderna och de olika ingångarna. Raderna i Ψ är de vänstra egenvektorerna för moderna och kolumnerna i B_{ode} står för de olika ingångarna, alltså kan styrbarheten för moderna från de olika ingångarna beräknas. Styrbarheten för moderna finns redovisade i tabell 6.1.

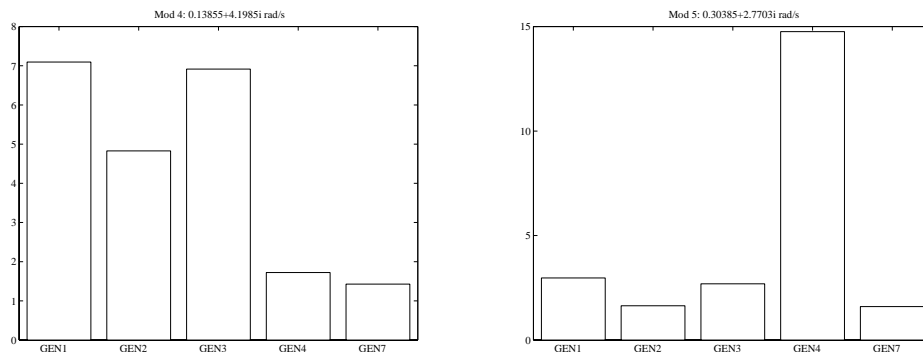
Mod	Gen 1	Gen 2	Gen 3	Gen 4	Gen 7
1	$3.04e^{-j135^\circ}$	$8.73e^{j130^\circ}$	$6.59e^{-j31^\circ}$	$0.32e^{-j49^\circ}$	$0.46e^{j150^\circ}$
2	$8.84e^{j111^\circ}$	$4.14e^{-j31^\circ}$	$5.44e^{-j91^\circ}$	$0.14e^{-j176^\circ}$	$0.16e^{j24^\circ}$
3	$184e^{j71^\circ}$	$125e^{j72^\circ}$	$209e^{j67^\circ}$	$67e^{j80^\circ}$	$32e^{j45^\circ}$
4	$7.10e^{-j97^\circ}$	$4.83e^{-j96^\circ}$	$6.92e^{-j96^\circ}$	$1.72e^{j87^\circ}$	$1.43e^{-j110^\circ}$
5	$2.97e^{j74^\circ}$	$1.64e^{j81^\circ}$	$2.69e^{j77^\circ}$	$14.8e^{-j134^\circ}$	$1.60e^{-j163^\circ}$
6	$0.21e^{j179^\circ}$	$0.17e^{j179^\circ}$	$0.18e^{j179^\circ}$	$0.44e^{j180^\circ}$	$0.32e^{j179^\circ}$

Tabell 6.1 Styrbarheten för moderna.

Ett annat sätt att presentera styrbarheten visas i figur 6.1 och 6.2. Staplarnas höjd är absolutbeloppet av termerna i tabell 6.1 och ger en grafisk bild där ingångarna lätt kan jämföras. Fasinformationen faller dock bort med denna representation.



Figur 6.1 Styrbarheten för de stabila moderna.



Figur 6.2 Styrbarheten för de instabila moderna.

Styrbarheten baseras på egenvektorer som kan vara godtyckligt skalade. Att jämföra olika moder (egenvektorer) eller signaler för olika fysiska storheter tillför därför inte någon korrekt information. Den absoluta höjden på staplarna i figur 6.1 och 6.2 säger i sig ingenting, utan det som figurerna visar är att mod 1 styrs bäst från magnetiseringsspänningen på generator 2, mod 2 från generator 1 och mod 3 styrs lättast från generator 3. Vidare är generator 1 och 3 lämpliga för att styra mod 4 medan mod 5 påverkas lättast från generator 4.

Att ”styra bäst” betyder att en PSS placerad där styrbarheten är stor behöver ej ha så hög förstärkning för att styra systemet som en PSS placerad där styrbarheten är mindre. Lägre förstärkning innebär i praktiken att regleringen blir mindre känslig för mätstörningar, eftersom dessa också förstärks genom PSS:en.

Observerbarhet av moderna på utgångar

För att en mätsignal skall vara användbar för dämpningsapplikationer med PSS måste de moder man vill dämpa kunna observeras i signalen. Observerbarhetsmatrisen, $C_{ode}\Phi$, kan användas som ett relativt mått på hur starkt en mod är representerad i en utsignal. I tabell 6.2 och 6.3 finns observerbarheten för de elektromekaniska moderna presenterade.

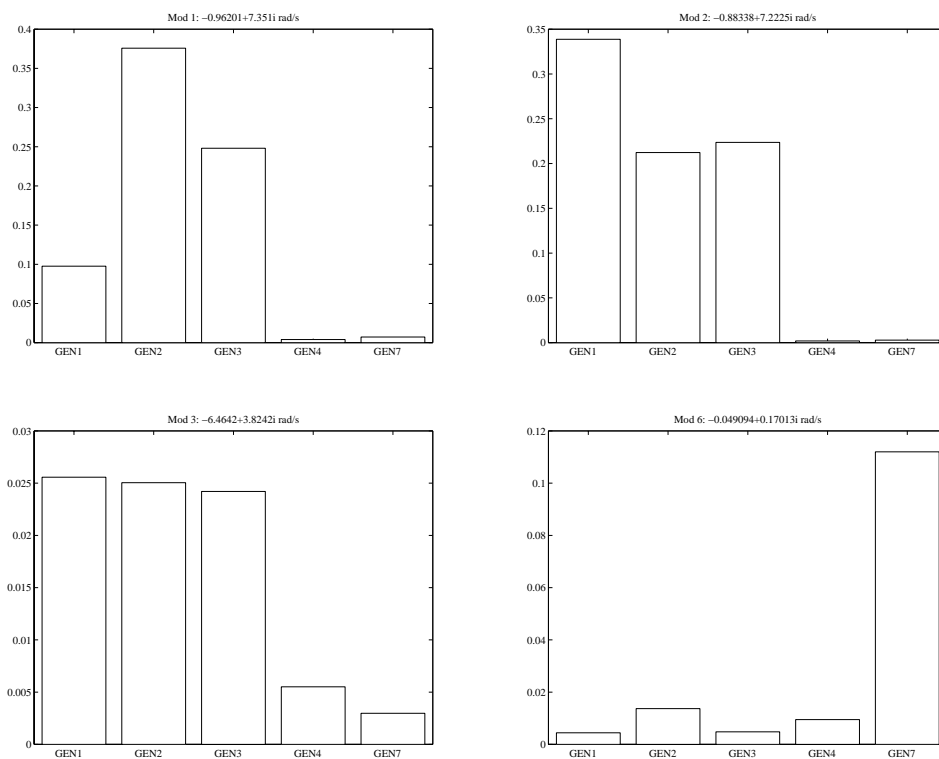
Mod	Gen 1	Gen 2	Gen 3	Gen 4	Gen 7
1	$0.098e^{j130^\circ}$	$0.376e^{j24^\circ}$	$0.248e^{-j132^\circ}$	$0.004e^{-j152^\circ}$	$0.007e^{-j159^\circ}$
2	$0.339e^{j59^\circ}$	$0.212e^{-j86^\circ}$	$0.224e^{-j142^\circ}$	$0.002e^{j116^\circ}$	$0.003e^{j138^\circ}$
3	$0.026e^{j15^\circ}$	$0.025e^{j15^\circ}$	$0.024e^{j13^\circ}$	$0.006e^{j24^\circ}$	$0.003e^{j107^\circ}$
4	$0.088e^{-j55^\circ}$	$0.077e^{-j54^\circ}$	$0.093e^{-j57^\circ}$	$0.031e^{j152^\circ}$	$0.106e^{j145^\circ}$
5	$0.041e^{-j171^\circ}$	$0.040e^{-j173^\circ}$	$0.042e^{-j170^\circ}$	$0.022e^{-j76^\circ}$	$0.067e^{-j174^\circ}$
6	$0.004e^{j140^\circ}$	$0.014e^{j125^\circ}$	$0.005e^{-j80^\circ}$	$0.010e^{-j71^\circ}$	$0.112e^{j112^\circ}$

Tabell 6.2 Observerbarheten för moderna i maskinernas aktiva effekt.

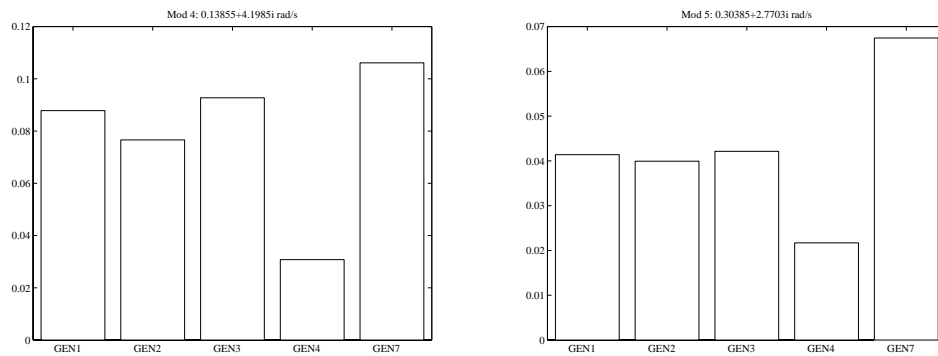
Mod	Gen 1	Gen 2	Gen 3	Gen 4	Gen 7
1	$0.444e^{-j144^\circ}$	$1.717e^{j109^\circ}$	$1.123e^{-j47^\circ}$	$0.016e^{-j65^\circ}$	$0.030e^{-j75^\circ}$
2	$1.567e^{j144^\circ}$	$0.987e^{-j2^\circ}$	$1.030e^{-j57^\circ}$	$0.008e^{-j159^\circ}$	$0.012e^{-j139^\circ}$
3	$0.125e^{j53^\circ}$	$0.122e^{j52^\circ}$	$0.119e^{j51^\circ}$	$0.024e^{j63^\circ}$	$0.012e^{j138^\circ}$
4	$0.688e^{j42^\circ}$	$0.605e^{j44^\circ}$	$0.721e^{j41^\circ}$	$0.209e^{-j111^\circ}$	$0.792e^{-j117^\circ}$
5	$0.497e^{-j79^\circ}$	$0.481e^{-j80^\circ}$	$0.503e^{-j79^\circ}$	$0.228e^{j16^\circ}$	$0.757e^{-j79^\circ}$
6	$20.14e^{-j171^\circ}$	$20.14e^{-j171^\circ}$	$20.13e^{-j171^\circ}$	$20.12e^{-j171^\circ}$	$20.17e^{-j170^\circ}$

Tabell 6.3 Observerbarhet för moderna i maskinernas vinkelhastighet.

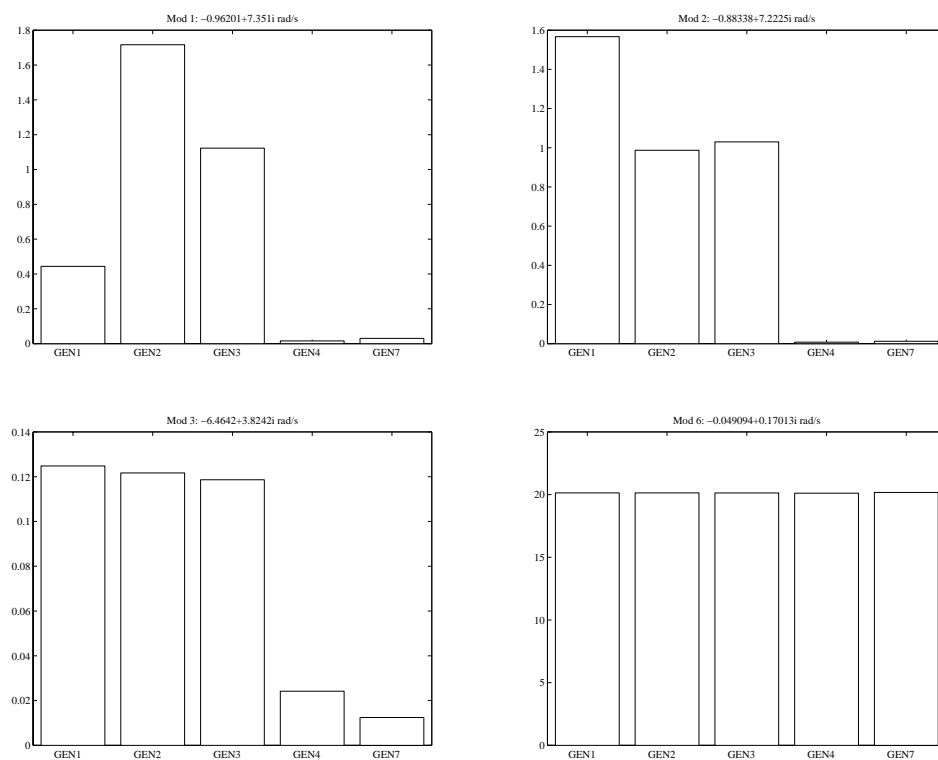
Observerbarheten redovisas också som stapeldiagram i figur 6.3 – 6.6.



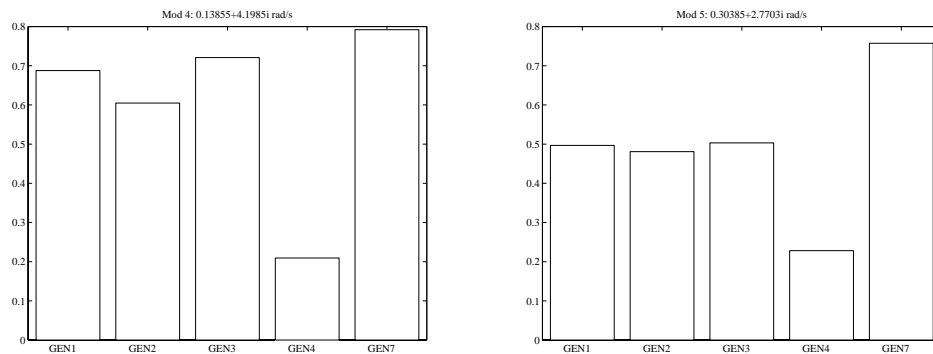
Figur 6.3 Observerbarheten i den aktiva effekten för de stabila moderna.



Figur 6.4 Observerbarheten i den aktiva effekten för de instabila moderna.



Figur 6.5 Observerbarheten i vinkelhastigheten för de stabila moderna.

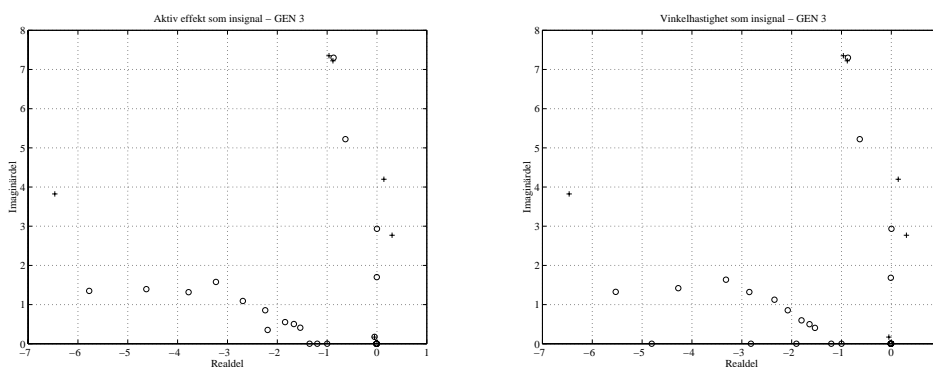


Figur 6.6 Observerbarheten i vinkelhastigheten för de instabila moderna.

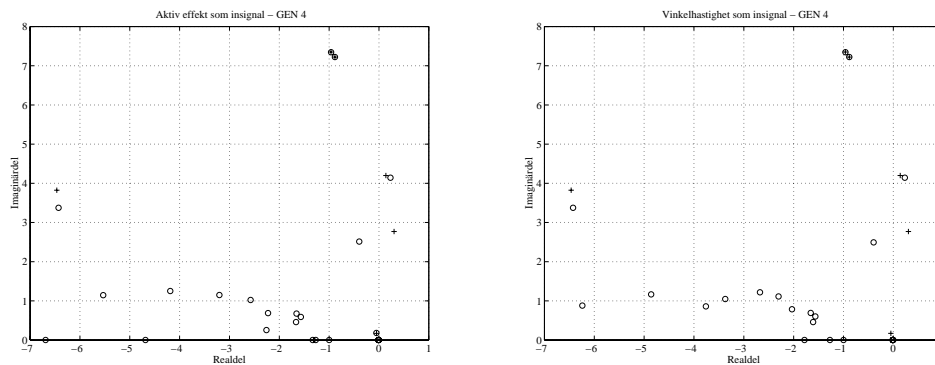
I figureerna ovan ses att förhållandet mellan observerbarheterna i de olika generatorernas utsignaler är likvärdig för de båda mätstorheterna, det vill säga stapelhöjderna för en mod har ungefär samma förhållande för både effekt och vinkelhastighet. Den absoluta observerbarheten (stapelhöjderna) är också jämförbar för alla moder utom för stelkroppsmoden där vinkelhastigheten har högre observerbarhet. Detta innebär att valet av placering för en PSS kommer att vara detsamma oberoende om mätstorheten är aktiv effekt eller vinkelhastighet.

Nollställen

Genom den linjäriserade modellen kan överföringsfunktionerna från generatorernas magnetiseringspänning till de två olika utsignalerna beräknas. De moder som är mest intressanta att försöka påverka är de instabila moderna 4 och 5. Här studeras därför egenskaperna för generator 3 och 4 eftersom generator 3 hade bra styrbarhet och observerbarhet för mod 4 medan generator 4 hade högst styrbarhet för mod 5. Överföringsfunktionernas nollställen och polerna som motsvarar de 6 moderna i tabell 5.1 finns redovisade i figur 6.7 och 6.8.



Figur 6.7 Nollställen (o) och poler (+) för generator 3.



Figur 6.8 Nollställen (o) och poler (+) för generator 4.

I figur 6.7 ses att generator 3 har ett nollställe nära mod 5, vilket medför att generator 3 inte kommer att lämpa sig så väl för försök att förflytta denna mod. Vid sådana försök kommer polen att förflyttas mot detta nollställe. Detta avspeglar sig i figur 6.2 där styrbarheten för denna mod är låg för generator 3.

I figur 6.8 ses att för generator 4 ligger ett nollställe precis på mod 4. Alla försök att förflytta denna pol med hjälp av en PSS på generator 4, med aktiv effekt eller vinkelhastighet som mätsignal, kommer därför att misslyckas. I modformerna i figur 5.5 ses att generator 4 inte medverkar nämnvärt i mod 4. Observerbarheten för mod 4 i utgångarna för generator 4 är därför också låg.

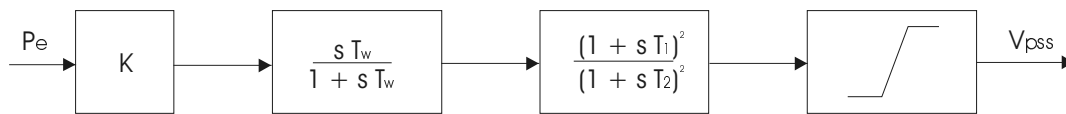
Val av generatorer som utrustas med PSS

I föregående avsnitt sågs att de lokala mätsignalerna aktiv effekt och vinkelhastighet för generatorerna var jämförbara i uppförande men skiljde sig åt i den absoluta observerbarheten. Placeringen av PSS:en kommer alltså att vara oberoende av vilken av dessa mätstorheter som används, men de egenskaper som krävs av PSS:en kommer att bli annorlunda. Valet av mätstorhet kommer i praktiken att medföra lite olika egenskaper för regleringen, exempelvis medför vinkelhastighetsingång störningar från torsionssvängningar på rotoraxeln.

PSS:erna använder sig av lokala signaler för att producera dämpande moment. Valet av generator för placering av en PSS måste därför baseras på en avvägning mellan styrbarheten och observerbarhet för moderna från generatorernas in- respektive utgångar. Om till exempel PSS:en placeras på generator 3 måste den aktiva effekten från just denna generator användas som insignal till PSS:en.

För att stabilisera systemet kommer det att krävas två PSS:er eftersom ingen generator klarar av att flytta båda de instabila moderna in på vänster halvplan. Vid försök att öka dämpningen av mod 4 kommer därför en PSS att placeras på generator 3 eftersom denna generator hade hög styrbarhet av denna mod och också hög observerbarhet i den aktiva effekten. På generator 4 placeras sedan en PSS för försök att öka dämpningen för mod 5.

6.2 Design av PSS



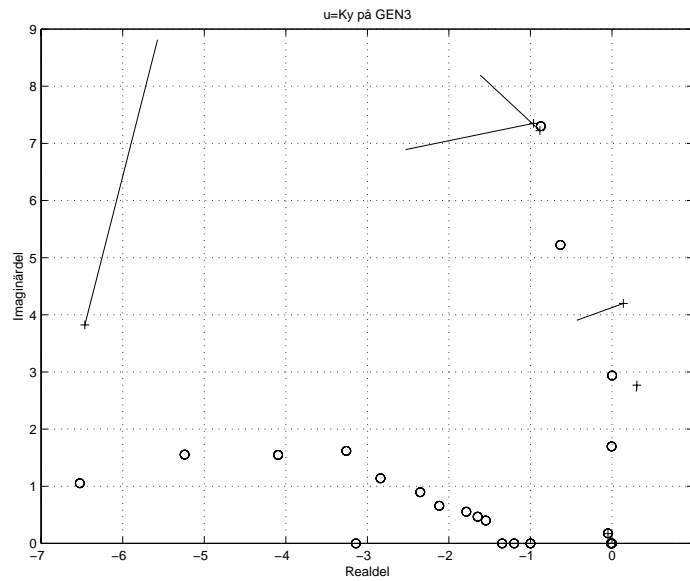
Figur 6.9 PSS:en som används.

Designen av PSS:en kommer här att baseras på egenvärdenas (modernas) förflyttning då systemet återkopplas. Målet med designen är att öka modernas dämpning och på detta sätt få ett stabilare system. En del praktiska faktorer kommer i verkligheten att ge begränsningar av de valda parametervärdena, exempelvis i en miljö med mycket brus kommer, speciellt för en PSS som mäter frekvens, PSS:ens förstärkning att behöva begränsas. I praktiken kan troligen heller inte parametrarna väljas helt fritt utan de måste innefattas i vissa intervall definierade av PSS-tillverkaren.

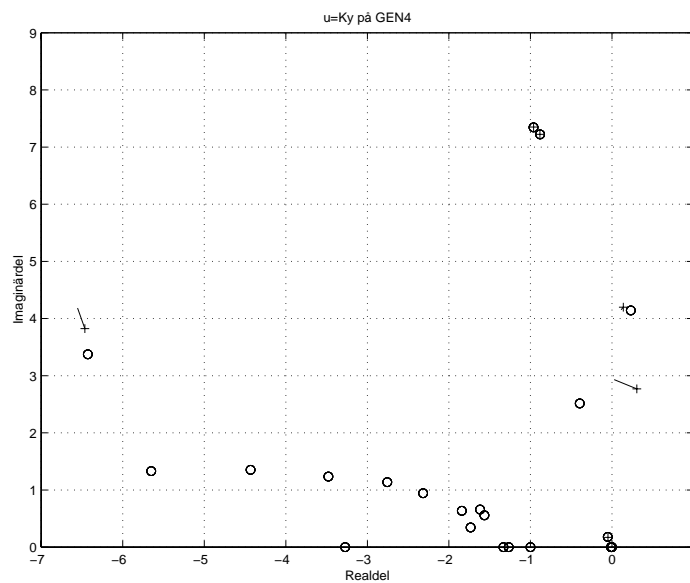
Inställning av tidskonstanter

Med hjälp av tidskonstanten T_w ställs känsligheten för lågfrekventa signaler in. Eftersom det är önskvärt att PSS:en inte ger någon utsignal för en konstant (lågfrekvent) insignal, används T_w för att ändra detta. Värdet på T_w kan väljas relativt fritt bara filtret släpper igenom alla frekvenser som är av intresse för dämpning. Här valdes T_w till 5 sekunder vilket medför att frekvenser över 0.032 Hz ligger högre än gränshänsynspunkten (3dB punkten).

T_1 och T_2 används för att ge önskad faskompensering vid modfrekvenserna. Med faskompensering menas att egenvärdets förflyttning riktas med hjälp av lead-lag filtret så att maximal dämpning kan uppnås. En första gissning på vilken faskompensering som bör öka dämpningen kan fås ur ekvation 3.6. Ekvation 3.6 anger egenvärdeskänsligheten då systemet återkopplas med styrlagen $u = Ky$ för små K . I figur 6.10 och 6.11 finns egenvärdeskänsligheten då mätsignalen är generatorernas aktiva effekt..



Figur 6.10 Egenvärdeskänslighet vid återkoppling på generator 3.



Figur 6.11 Egenvärdeskänslighet vid återkoppling på generator 4.

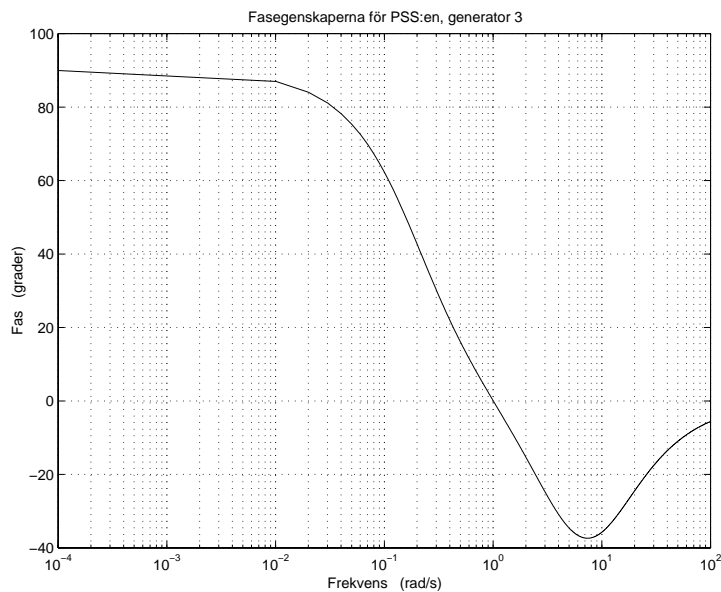
Det bästa vore om alla egenvärden flyttade sig bort från den imaginära axeln och fortsatte mot ökande relativ dämpning vid återkopplingen, men att detta inte är fallet ser de olika nollställena till. Den fasvridning som PSS:en måste bidra med för att få egenvärdena att till en början förflyttas med oförändrad imaginärdel och minskande realdel finns redovisade i tabell 6.4. Vridning moturs räknas som positiv fasvridning.

Mod	Faskompensering (i °)	
	Gen 3	Gen 4
1	-16	20
2	53	-120
3	100	76
4	-27	-59
5	-87	30
6	81	71

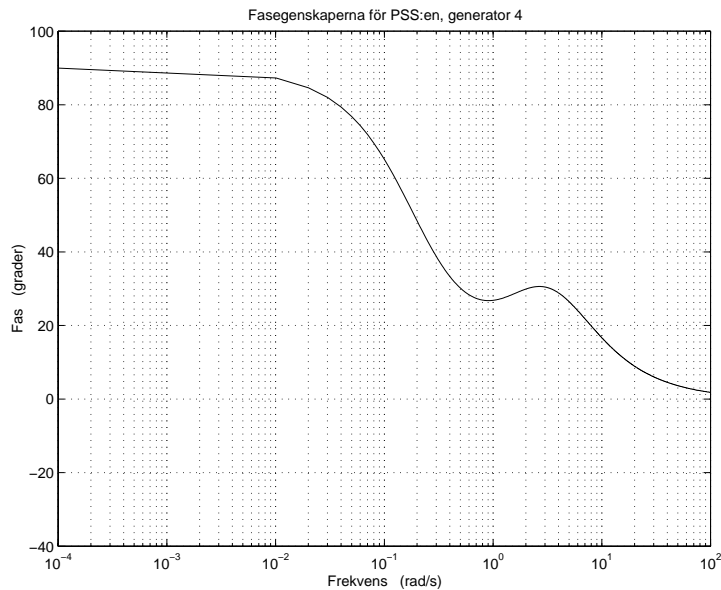
Tabell 6.4 Nödvändig faskompensering då mätstorheten är aktiv effekt.

För PSS:en på generator 3 sätts tidskonstanterna för att ge en negativ fasvridning på cirka 30° vid frekvensen för mod 4, vilken är 2.8 rad/s. Detta innebär att $T_1 = 0.1$ och $T_2 = 0.2$. PSS:en på generator 4 kommer att få det ganska besvärligt att påverka egenvärdets förflyttning beroende på det närliggande nollstället. Tidskonstanterna ställs in för att ge positiv fasvridning vid frekvensen för mod 5. Värdena $T_1 = 0.4$ och $T_2 = 0.25$ ger en fasvridning på cirka 25° vid 4,2 rad/s.

Faskurvan för PSS:erna visas i figur 6.12 och 6.13.



Figur 6.12 Faskurvan för PSS:en på generator 3.



Figur 6.13 Faskurvan för PSS:en på generator 4.

Valet av mätstorhet kommer att påverka den faskompensering som lead-lag filtret i PSS:en måste tillföra. Om vinkelhastigheten används som mätsignal fås en egenvärdeskänslighet som kräver betydligt mer av faskompenseringen än om den aktiva effekten används. I tabell 6.5 finns den faskompensering redovisad som i detta fallet krävs för att få egenvärdena att till en början förflyttas med oförändrad imaginärdel och minskande realdel.

Mod	Faskompensering (i °)	
	Gen 3	Gen 4
1	-101	-65
2	-32	154
3	62	37
4	-118	-150
5	-179	-63
6	171	171

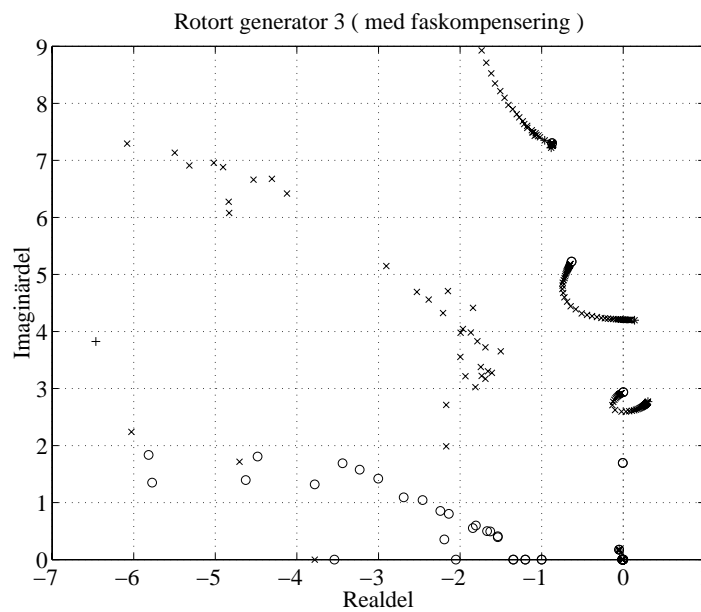
Tabell 6.5 Nödvändig faskompensering då mätstorheten är vinkelhastighet.

Genom att jämföra de nödvändiga faskompenseringarna i tabell 6.4 med de i tabell 6.5 ses att de skiljer på ungefär 90°. Detta är ingen slump utan kan ses i ekvation 2.1 där vinkelhastigheten ges av en integralen av effekt. Detta medför att då aktiv eller accelererande effekt används som mätsignal fås en extra fas på 90° jämfört med frekvens eller vinkelhastighet som insignal. Detta styrks bland annat i [Agee et al. 1993]. Valet av mätstorhet blir därför generatorernas aktiva effekt eftersom mindre faskompensering krävs av PSS-kretsen.

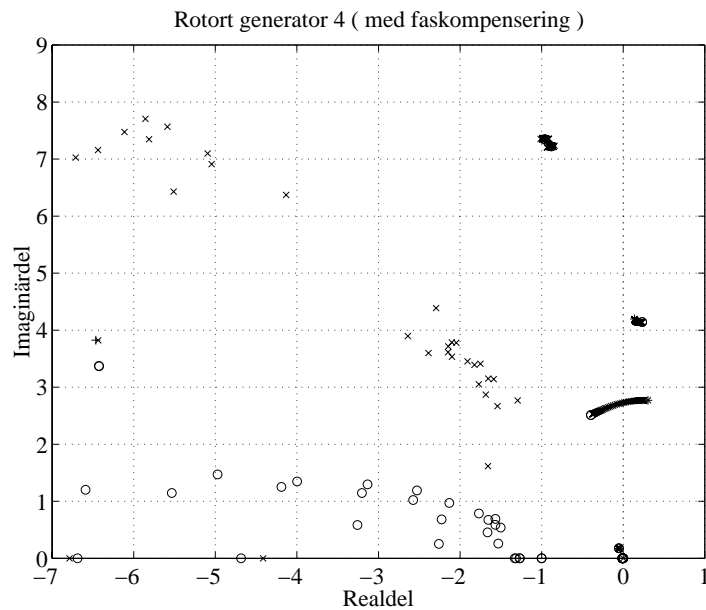
Inställning av PSS-förstärkning

För att åskådliggöra egenvärdenas förflyttningar vid reglering kan de så kallade rotorterna ritas. Rotorten beskriver egenvärdenas lägen vid återkoppling med olika förstärkningar. Rotorterna kan sedan användas till att bestämma vilken förstärkning som ger störst dämpning av den aktuella moden.

Rotorterna för systemet med faskompensering enligt ovan, då förstärkningen varieras från $K = 0$ till $K = 40$, visas i figur 6.14 och 6.15.



Figur 6.14 Rotort vid reglering med PSS på generator 3.



Figur 6.15 Rotort vid reglering med PSS på generator 4.

Ur rotorterna kan den förstärkning som ger moderna störst dämpning bestämmas. Observeras bör dock att dämpningen för mod 3 försämras då PSS:erna införs. En avvägning måste därför göras där ökning av dämpningen av mod 4 och 5 vägs mot den försämrade dämpningen av mod 3. Förstärkningen för PSS:en på generator 3 sätts till 2.66 och på generator 4 till 3.0. Detta leder till att den relativa dämpningen för mod 4 och 5 blir likvärdig medan den relativa dämpningen för mod 3 blir försämrade från 0.86 till 0.29.

6.3 Analys av reglerat system

Systemet med PSS:erna på generator 3 och 4 införda linjäriseras i EUROSTAG och analyseras i matlab.

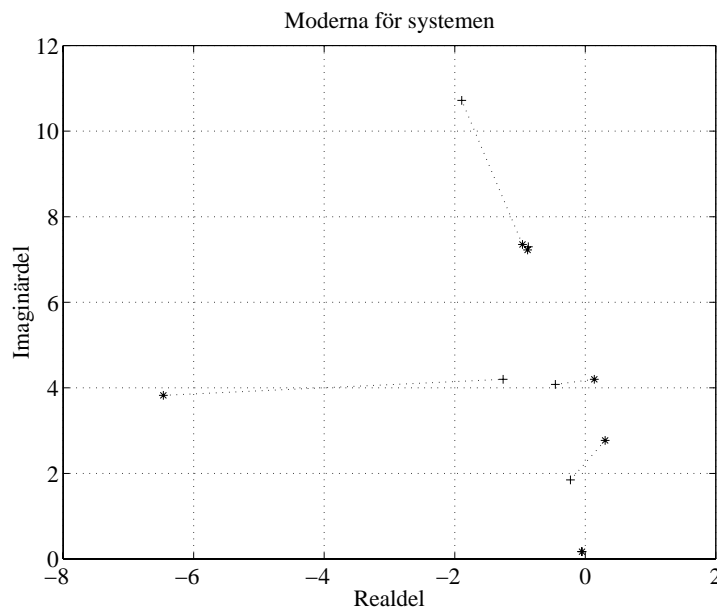
Modalanalys

Det reglerade systemet delas upp i dess moder. Systemet har nu 7 stycken moder med relativ dämpning mindre än 0.9. Dessa finns redovisade i tabell 6.6.

Mod	Egenvärde	Frekvens (rad/s)	Relativ dämpning
X	$-9.528 \pm 15.290i$	18.0156	0.5289
1	$-1.893 \pm 10.720i$	10.8859	0.1739
2	$-0.8718 \pm 7.2969i$	7.3488	0.1186
3	$-1.2584 \pm 4.1994i$	4.3839	0.2871
4	$-0.4593 \pm 4.0814i$	4.1072	0.1118
5	$-0.2279 \pm 1.8476i$	1.8616	0.1224
6	$-0.0530 \pm 0.1743i$	0.1822	0.2907

Tabell 6.6 Moder med relativ dämpning < 0.9 .

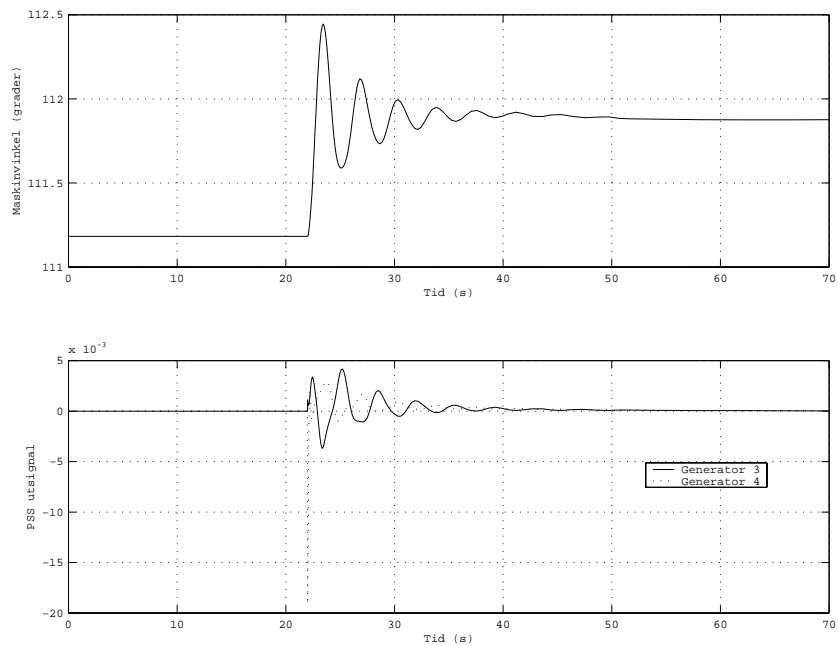
Mod X i tabell 6.6 är en mod som vid införandet av PSS:erna blivit sämre dämpad. I figur 6.16 tas ej mod X med, utan resten av moderna för det reglerade systemet visas tillsammans med moderna för det oreglerade systemet.



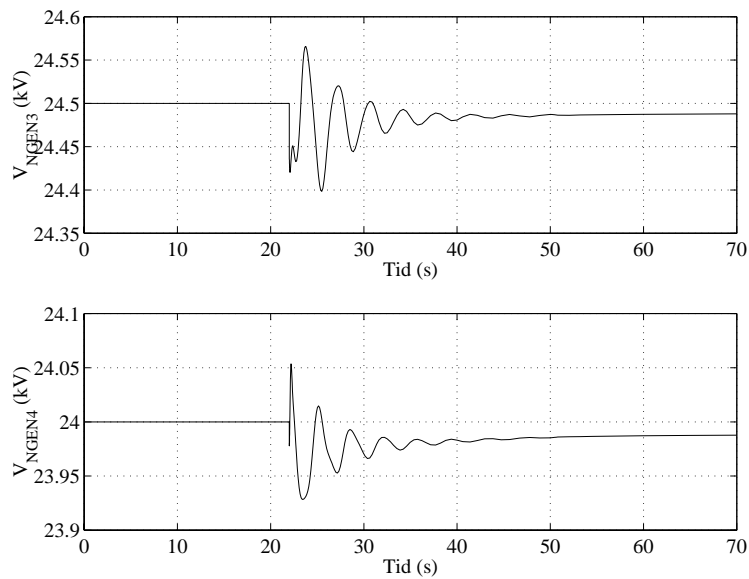
Figur 6.16 Det reglerade (+) och det oreglerade (*) systemets moder.

Simulering

En simulering av det reglerade systemet genomfördes för att studera resultatet. Vid tiden 22 s inträffar en transient trefasig kortslutning på mitten av ledning N5 – N2. I figur 6.17 finns maskinvinkeln för generator 4 och PSS-utsignalerna redovisade. Reglering med PSS innebär att magnetiseringsspänningen över generatorns fältlindning varieras, vilket kommer att påverka spänningsregleringen för generatorn. Av intresse är därför också spänningen från de reglerade generatorerna för att se variationerna i spänning under regleringen. I figur 6.18 finns därför spänningarna för generatorbussarna 3 och 4 presenterade.



Figur 6.17 Maskinvinkel för generator 4 och PSS-signaler.



Figur 6.18 Spänningarna på generatorbussarna NGEN3 och NGEN4.

Spänningarna på generatorbussarna varierar med mindre än 0.5% under störningen, vilket få anses acceptabelt. Som kunde ses i tabell 6.6 har inte det reglerade systemet några instabila moder och svängningen som uppkommer vid störningen av systemet dämpas

därför ut. Frekvensen för den dominerande svängningen i figur 6.17 är ungefär 0.29 Hz eller 1.83 rad/s, och det är alltså mod 5 i tabell 6.6 som syns.

6.4 Sammanfattning

Genom modalanalys av linjäriserade system kan dess egenskaper undersökas och lämpliga regleråtgärder för att öka dämpningen av systemets moder kan utvärderas. I det undersökta fallet användes styrbarheten av moderna från generatorernas magnetiseringsspänning samt observerbarhet av moderna i generatorernas aktiva effekt för att studera lämpliga platser för placering av PSS:er.

På grund av illa placerade nollställen i generatorernas överföringsfunktioner från mätsignal till styrsignal, se figur 6.7 och 6.8, kunde inte systemet stabiliseras med *en* PSS utan två stycken krävdes för att uppnå positiv dämpning. Genom att undersöka egenvärdeskänsligheten vid återkoppling av den lokala mätsignalen kunde en uppfattning fås om den fasvridning som PSS:ens lead-lag filter behövde tillföra vid de intressanta frekvenserna. Rotorter som beskriver polernas placering vid olika återkopplingsförstärkningar användes sedan för att bestämma lämplig förstärkning för PSS:erna. Vid jämförelse mellan mätstorheterna vinkelhastighet och aktiv effekt visade det sig att användning av aktiv effekt medförde att det krävdes mindre faskompensering av PSS:en. Beloppet på känsligheterna kommer att variera med mätstorheten, men i detta avseende var storheterna jämförbara.

Analysen visade att vid försök att öka dämpningen för vissa moder i systemet kan dämpningen för andra moder samtidigt minska. Varsamhet krävs alltså vid införandet av stabiliserande åtgärder då dessa kan ge oönskade bieffekter. I detta fallet satte den minskade dämpningen av mod 3 en övre gräns på den förstärkning som var lämplig att använda för PSS:erna.

7 Reglering med globala signaler

Vid försöken att reglera systemet i förra kapitlet visade det sig att nollställena i överföringsfunktionen från mätsignal till styrsignal satte gränser för hur bra reglering som kunde uppnås. Mätsignalerna som fanns att tillgå var lokala signaler i form av aktiv effekt eller rotorhastighet, vilket medför att när en generator valts för reglering är också mätsignalen till denna reglerloop definierad. Detta innebär att reglerloopens nollställesplaceringar är bestämda och inte går att påverka med den lokala reglerloopen.

Genom tekniken med PMU:er och synkronisering med hjälp av GPS-signaler är det rimligt att anta att synkroniserade globala signaler från kraftnätet kan användas som mätsignaler till de olika generatorernas reglerloopar. De globala mätsignaler som antas vara tillgängliga för reglering med PSS i detta kapitlet är tidsderivatan av spänningens fasvinkel för generatorbussarna eller generatorernas aktiva effekt.

Kapitlet inleds med att studera hur val av mätsignal kommer att påverka polförflyttningar för att sedan koncentreras mer på nollställenas uppförande.

7.1 Mätsignalers inverkan på egenvärdeskänsligheten

Genom syntes av olika globala signaler kan nya mätsignaler framställas. Kalla exempelvis tidsderivatan av spänningen för generatorbussarna för ω_k och generatorernas aktiva effekt för P_k där $k = 1, 2, 3, 4$ eller 7 . Antag nu att mätsignalerna i ekvation 3.2 är de globala signalerna definierade i (7.1) och att syntes av nya mätsignaler sker med signaler av samma storhet.

$$y = \begin{bmatrix} \omega_1 \\ \omega_2 \\ \omega_3 \\ \omega_4 \\ \omega_7 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{\omega 1} \\ C_{\omega 2} \\ C_{\omega 3} \\ C_{\omega 4} \\ C_{\omega 7} \end{bmatrix} X_d = C_{ode \omega} X_d \quad \text{eller} \quad y = \begin{bmatrix} P_1 \\ P_2 \\ P_3 \\ P_4 \\ P_7 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{P1} \\ C_{P2} \\ C_{P3} \\ C_{P4} \\ C_{P7} \end{bmatrix} X_d = C_{ode P} X_d \quad (7.1)$$

$$B_{ode} = [B_1 \quad B_2 \quad B_3 \quad B_4 \quad B_7]$$

Valet av mätsignal kommer inte att påverka det öppna systemets polplacering utan bara nollställesplaceringarna. Valet kommer däremot att påverka egenvärdeskänsligheten för systemet, det vill säga storlek och riktning på den inledande polförflyttningen vid återkoppling med små förstärkningar. Egenvärdeskänsligheten definierades i kapitel 3 i ekvation 3.6 och ges av produkten av styrbarhetsmatrisen, ΨB_{ode} , och observerbarhetsmatrisen, $C_{ode} \Phi$. Genom syntes av en mätsignal av exempelvis formen $\omega_k + \alpha \omega_j$ kommer en ny observerbarhetsmatris att framställas. Olika värden på α kommer att leda till olika egenvärdeskänsligheter och lämpligt val av α kommer förhoppningsvis att ge en känslighet som är riktad mot ökad dämpning för moden. Ett sätt att studera inverkan av α på ett överskådligt sätt är att representera styrbarheten och

observerbarheten av moderna som vektorer i det komplexa talplanet. För varje mod fås en styrbarhetsvektor med en amplitud och en fas för de olika generatorerna och för varje mätsignal fås en observerbarhetsvektor.

Kalla styrbarhetsvektorerna S_{ij} och observerbarhetsvektorerna O_{ik} där i är modnummer, j är generatornummer och k är mätsignalsnummer.

$$\begin{aligned} S_{ij} &= \Psi_i B_j \\ O_{ik} &= C_k \Phi_i \end{aligned}$$

Framställning av mätsignalen sker genom syntes av globala signaler. En, två eller flera globala signaler kan användas vid syntesen men principerna visas här genom syntes av två signaler. Antag att mätsignalen framställs som $y = \beta \omega_k + \alpha \omega_l$. Observerbarhetsvektorn av den framställda mätsignalen ges då av:

$$O_i = (\beta C_k + \alpha C_l) \Phi_i = \beta C_k \Phi_i + \alpha C_l \Phi_i = \beta O_{ik} + \alpha O_{il} \quad (7.2)$$

Vid en produkt av komplexa tal multipliceras amplituderna och faserna adderas. Om α väljs så att fasan för O_i uppfyller villkoret (7.3) kommer egenvärdeskänsligheten att vara riktad rakt bort från imaginära axeln mot ökad dämpning för moden i .

$$\arg(O_i) + \arg(S_{ij}) = (2n - 1) \cdot 180^\circ \quad (7.3)$$

där faserna ligger mellan 0° och 360° och n är 1 eller 2.

Antag att den generator som skall styras är vald och att en styrbarhetsvektor S_{ij} finns. För att på ett metodiskt sätt ta fram en styrlag enligt ekvation 7.2 föreslås följande metodik:

- Projicera de normerade observerbarhetsvektorerna, V_{ik} och V_{il} , med längden 1 på vektorn O_i som uppfyller villkor(7.3).

$$V_{ik} = e^{j \cdot \arg(O_{ik})} \quad \text{och} \quad V_{il} = e^{j \cdot \arg(O_{il})} \quad (7.4)$$

- β väljs sedan enligt: (• innebär vektorprojicering)

$$m = \max(\text{abs}(V_{ik} \cdot O_i), \text{abs}(V_{il} \cdot O_i)) \Rightarrow m = k \text{ eller } l \quad (7.5)$$

$$\beta = 1 \cdot \text{sign}(V_{im} \cdot O_i) \quad (7.6)$$

- α kan sedan bestämmas enligt:(antag att $m = k$ och \Re , \Im betyder realdel respektive imaginärdel)

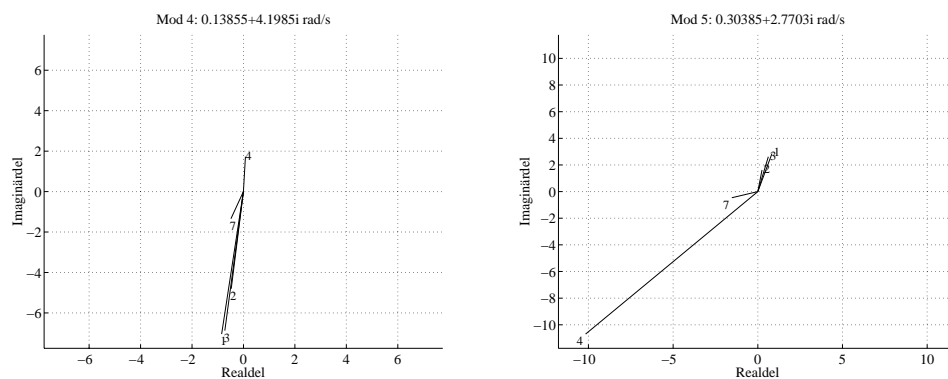
$$\begin{aligned} O_i = \beta O_{ik} + \alpha O_{il} &\Rightarrow \arg(O_i) = \arctan\left(\frac{\beta \Im O_{ik} + \alpha \Im O_{il}}{\beta \Re O_{ik} + \alpha \Re O_{il}}\right) \\ \left(\frac{\beta \Im O_{ik} + \alpha \Im O_{il}}{\beta \Re O_{ik} + \alpha \Re O_{il}}\right) &= \tan(\arg(O_i)) = X \end{aligned} \quad (7.7)$$

$$\alpha = \frac{\beta(X\mathcal{X}O_{ik} - \mathcal{Z}O_{ik})}{-X\mathcal{X}O_{il} + \mathcal{Z}O_{il}} \quad (7.8)$$

Egenvärdeskänsligheten kommer efter detta förfarande att vara riktad bort från den imaginära axeln, observerbarhetsvektorerna måste dock vara linjärt oberoende. Som illustrativt exempel visas här hur syntes av en mätsignal till en PSS kan göras för att få önskad egenvärdeskänslighet för den instabila moden 4.

Exempel 7.1

Som i föregående kapitel utgörs styrsignalerna av magnetiseringsspänningen över generatorernas fältlindningar. I tabell 6.1 finns styrbarheterna för moderna representerade med amplitud och fas. I figur 7.1 finns styrbarheterna för mod 4 och 5 representerade som vektorer i det komplexa talplanet.

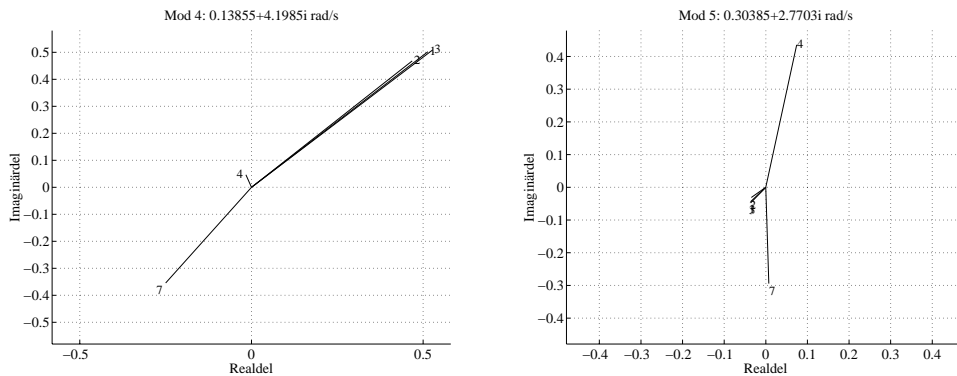


Figur 7.1 Styrbarhet för mod 4 och mod 5.

I exemplet antas de globala signalerna utgöras av de olika ω_k . I tabell 7.1 finns observerbarheter för moderna i de olika mätsignalerna representerade och i figur 7.2 finns observerbarheten av mod 4 och 5 som vektorer.

Mod	Gen 1	Gen 2	Gen 3	Gen 4	Gen 7
1	$0.158e^{-j141^\circ}$	$0.681e^{j115^\circ}$	$0.360e^{-j34^\circ}$	$0.005e^{j158^\circ}$	$0.005e^{-j101^\circ}$
2	$0.601e^{j151^\circ}$	$0.404e^{j6^\circ}$	$0.359e^{-j45^\circ}$	$0.001e^{j87^\circ}$	$0.002e^{-j93^\circ}$
3	$0.030e^{j64^\circ}$	$0.027e^{j58^\circ}$	$0.032e^{j64^\circ}$	$0.027e^{-j106^\circ}$	$0.038e^{-j129^\circ}$
4	$0.719e^{j44^\circ}$	$0.662e^{j45^\circ}$	$0.733e^{j44^\circ}$	$0.049e^{j109^\circ}$	$0.434e^{-j125^\circ}$
5	$0.057e^{-j130^\circ}$	$0.047e^{-j138^\circ}$	$0.060e^{-j127^\circ}$	$0.442e^{j80^\circ}$	$0.294e^{-j89^\circ}$
6	$0.009e^{j47^\circ}$	$0.009e^{j47^\circ}$	$0.010e^{j47^\circ}$	$0.032e^{j42^\circ}$	$0.025e^{-j146^\circ}$

Tabell 7.1 Observerbarhet i ω_k .

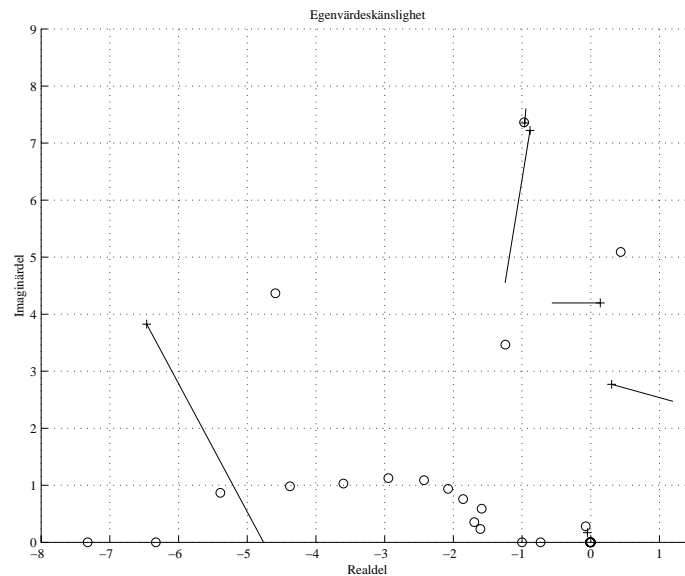


Figur 7.2 Observerbarhet av mod 4 och 5 i ω_k .

Observera att vinklarna i figur 7.1 och 7.2 säger var för sig inget, utan det är produkten av styrbarheten och observerbarheten som ger egenvärdeskänsligheten.

Generator 1 väljs som den generator som skall styras och målet blir att bestämma en styrlag som får egenvärdeskänsligheten för mod 4 att få fasen 180° . Ur tabell 6.1 fås $S_{41} = 7.1e^{j263^\circ}$ och då följer enligt ekvation 7.3 att $\arg(O_4) = 277^\circ$. Ekvation 7.7 ger sedan att $X = -8.144$. Som mätsignaler väljs ω_1 och ω_7 . Observerbarhetsvektorerna för mod 4 blir enligt tabell 7.1: $O_{41} = 0.72e^{j44^\circ}$ och $O_{47} = 0.43e^{j235^\circ}$. De normerade vektorerna blir $V_{41} = e^{j44^\circ}$ och $V_{47} = e^{j235^\circ}$.

Notationen u_i införs här och innebär att magnetiseringsspänningen på generator i används som ingång. Projektion av V_{41} och V_{47} på vektorn $e^{j\arg(O_4)}$ medför att $\beta = 1$ och styrlagen för generator 1 blir: $u_1 = \beta\omega_7 + \alpha\omega_1$. Enligt ekvation 7.8 blir nu $\alpha = 0.5092$. För att kontrollera resultatet finns i figur 7.3 egenvärdeskänsligheten för moderna vid reglering av generator 1 med $u_1 = \omega_7 + 0.5092\omega_1$.



Figur 7.3 Egenvärdeskänslighet med ovan nämnda styrning.

Som synes i figuren blir fasen för egenvärdeskänsligheten för mod 4 verkligen 180° . Känsligheten för mod 5 däremot blir riktad så att polen vid återkopplingen kommer (inledningsvis) att röra sig längre in i höger halvplan. Eftersom denna metod enbart inriktas på känsligheten för en mod blir dess praktiska användbarhet begränsad om systemet innehåller fler dåligt dämpade moder än den undersökta.

Ett annat, inte lika metodiskt, sätt att välja mätsignal kan belysas med följande exempel.

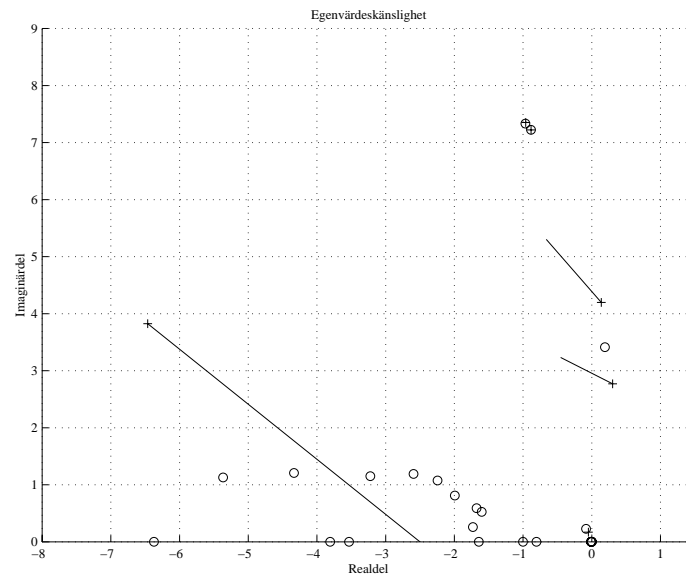
Exempel 7.2

I figur 7.1 och figur 7.2 finns styrbarheten och observerbarheten för mod 4 och 5. Det vore intressant att veta om det finns något val av mätsignal som får egenvärdeskänsligheten för båda de instabila moderna 4 och 5 att bli riktad mot bättre dämpning. I vissa fall kan detta faktiskt finnas.

Antag återigen att det är generator 1 som skall styras. Att $\arg(S_{41}) = 263^\circ$ innebar att $\arg(O_4)$ skulle vara 277° för att ge en egenvärdeskänslighet med fasen 180° . För mod 5 gäller att $S_{51} = 2.97e^{j74^\circ}$ och $\arg(O_5)$ skall då vara 106° för att ge egenvärdeskänsligheten för mod 5 en fas på 180° . Att ta fram en styrlag som uppfyller båda dessa villkor är inte möjlig annat än i undantagsfall, men genom lämpliga val av mätsignaler och styrlag kan i vissa fall en egenvärdeskänslighet för båda moderna fås som har en acceptabel riktning.

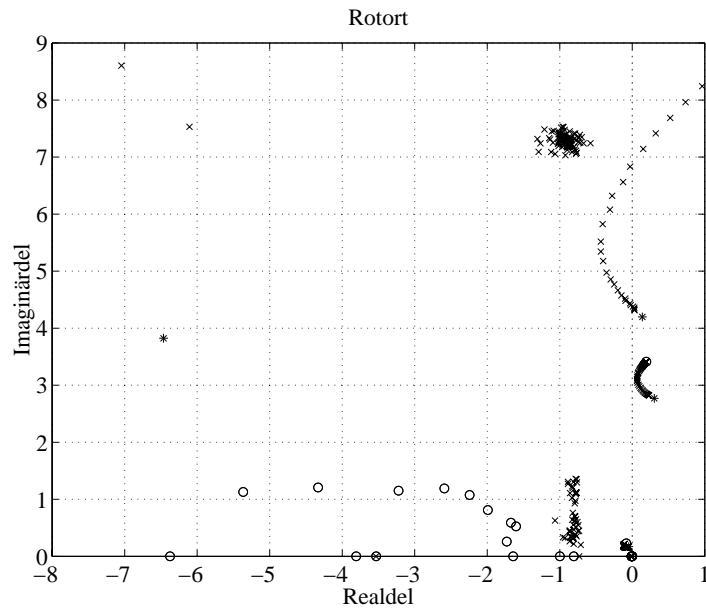
I tabell 7.1 ses att O_{47} har en fas på 235° och O_{54} har en fas på 80° . Dessa observerbarhetsvektorer ligger inte så långt från de önskade faserna på 277° respektive 106° . Amplitudförhållandena i detta fallet är också fördelaktiga. Eftersom O_{44} är mycket liten i förhållande till O_{47} kan en styrlag av formen $u_1 = \omega_4 + \alpha\omega_7$ där $\alpha < 1$ användas.

Med utgångspunkt från $\alpha = 1$ kommer ett minskande α medföra att fasen för egenvärdeskänsligheten för mod 4 går mot sämre värden, eftersom fasen flyttar sig bort från 277° . För mod 5 däremot kommer fasen att gå mot bättre värden då den rör sig mot 106° . Med $\alpha = 0.5$ blir egenvärdeskänsligheten enligt figur 7.4.



Figur 7.4 Egenvärdeskänsligheten med $u_1 = \omega_4 + 0.5\omega_7$.

Som synes i figuren ovan blir egenvärdeskänsligheten för båda de instabila moderna riktade mot vänster halvplan. Resultatet ser lovande ut men om rotorten för systemet vid reglering ritas ses att nollställen i höger halvplan ställer till med bekymmer.



Figur 7.5 Rotort för systemet vid användning av styrlagen $u_1 = \omega_4 + 0.5\omega_7$.

7.2 Modalanalys för nollställen

Det mesta arbete som är gjort inom kraftsystemdämpning är inriktat på systemets egenvärden och förflyttningar av dessa. Inom området har däremot inte gjorts så mycket arbete med att undersöka nollstälernas dynamik och vad som avgör när besvärliga nollställen uppkommer. Tydligt är dock att nollställen i närheten av dåligt dämpade moder kraftigt begränsar möjligheterna att förbättra modernas dämpning.

Nollställena i ett SISO-system (Single Input Single Output) är entydigt definierade då det bara finns en insignal och en utsignal. I ett MIMO-system däremot finns det flera insignaler och utsignaler och nollstälernas placeringar kommer att bero på kombinationen av insignal och utsignal. I kapitel 3.2 framgick att då ett system återkopplas med oändlig förstärkning kommer det slutna systemets poler att sammanfalla med det öppna systemets nollställen. Genom att återkoppla det linjäriserade systemet med en vald kombination av insignal och utsignal och låta förstärkningen bli stor kan alltså det nya slutna systemets poler tolkas som de ursprungliga nollställena. Detta tillvägagångssätt finns beskrivet i [Jones 1999].

Framtagning av dynamiken för nollställen

Betrakta systemet

$$\begin{cases} \dot{x}_d = A_{ode}x_d + B_{ode}u \\ y = C_{ode}x_d \end{cases} \quad (7.9)$$

och återkoppla med kombinationen $u_i = -Ky_n$ där y_n kan vara en linjärkombination av de olika utsignalerna i systemet (7.9). Detta kommer att ge ett slutet system av formen

$$\begin{cases} \dot{x}_d = A_z x_d + B_{ode} u \\ y = C_{ode} x_d \end{cases} \quad \text{där} \quad A_z = A_{ode} - B_i K C_n \quad (7.10)$$

Om $K \rightarrow \infty$ kan egenvärdena till A_z tolkas som nollställena till systemet med den valda kombinationen av insignal och utsignal. Genom modalanalys av systemet (7.10) kan begrepp kända från kapitel 3 framställas för de undersökta nollställena.

Systemmatrisen A_z diagonaliseras nu av de kvadratiska högra och vänstra modalmatriserna Φ^z respektive Ψ^z . Där Φ^z och Ψ^z uppfyller:

$$\begin{aligned} (\Phi^z)^{-1} A_z \Phi^z &= \Lambda^z \\ A_z \Phi^z &= \Phi^z \Lambda^z \\ \Psi^z A_z (\Psi^z)^{-1} &= \Lambda^z \\ \Psi^z A_z &= \Lambda^z \Psi^z \end{aligned}$$

Kolumnerna i Φ^z är de högra egenvektorer till A_z och raderna i Ψ^z utgör de vänstra egenvektorer till A_z . Om A_z inte har något eget värde i origo kan Φ^z och Ψ^z väljas som $\Psi^z = (\Phi^z)^{-1}$. Genom koordinattransformation kan systemet (7.10) sedan diagonaliseras på samma sätt som (3.3) till:

$$\begin{aligned} &\text{koordinattransformation: } x_d = \Phi^z z^z \\ &\begin{cases} \dot{z}^z = \Lambda^z z^z + \Psi^z B_{ode} u \\ y = C_{ode} \Phi^z z^z \end{cases} \end{aligned} \quad (7.11)$$

Analogt med analysen i kapitel 3 kan samma begrepp för nollställena definieras.

Nollställenas så kallade *participation factors* anger hur viktigt ett dynamiskt tillstånd är för ett nollställe och definieras som

$$p_{ki}^z = \Psi_{ik}^z \Phi_{ik}^z \quad (7.12)$$

Styrbarheten för ett nollställe från en ingång, eller förmågan att påverka nollstället från denna ingång, definieras som

$$\Psi^z B_{ode} \quad (7.13)$$

Observerbarheten för nollställena i utsignalerna ges av ekvation 7.14.

$$C_{ode} \Phi^z \quad (7.14)$$

Antag att systemet (7.11) återkopplas med $u_k = K y_n$ där y_n kan vara en linjärkombination av utsignalerna i (7.11). Dynamiken för nollställena med denna återkoppling ges nu av:

$$\dot{z}^z = (\Lambda^z + \Psi^z B_k K C_n \Phi^z) z^z$$

Känsligheten för nollställe i på återkopplingsförstärkningen K kan nu skrivas som

$$\frac{d\lambda_i^z}{dK} = \Psi_i^z B_k C_n \Phi_i^z \quad (7.15)$$

Ekvation 7.15 anger storlek och riktning på den inledande förflyttningen av nollställe i vid återkoppling av generator k med mätsignal y_n och kan analogt med egenvärdeskänsligheten definierad i kapitel 3 tolkas som *nollställeskänsligheten*.

7.3 Nollställesförflyttningar

Metoderna beskrivna hittills i rapporten har varit inriktade på förflyttningar av systemets poler mot bättre dämpning. En slutsats som dragits är att nollställenas placering i överföringen från styrsignal till mätsignal varit den begränsade faktorn i denna regleringen. Nollställenas placeringar bestäms av den kombination av insignal och utsignal som väljs vid regleringen. Vid tillgång till endast en lokal mätsignal, som i kapitel 6, kan därmed inte nollställenas placering påverkas alls. Om en mod var svår att styra på grund av ett närliggande nollställe i överföringsfunktionen från generatorns styrsignal till den lokala mätsignalen, var denna mod tvungen att styras från en annan generator med bättre möjligheter att påverka moden.

Genom antagandet att tillgång till flera globala mätsignaler finns, kommer nollställenas placeringar att bero på valet av mätsignal. Det borde alltså finnas möjligheter att genom lämplig syntes av dessa mätsignaler placera nollställena mer fördelaktigt än vid tillgång till endast en mätsignal. Till skillnad mot poler gör inte nollställena i höger halvplan systemet instabilt. De besvärliga nollställena är de som är placerade nära imaginära axeln eftersom dessa begränsar den dämpning som kan tillföras de dåligt dämpade polerna genom reglering. Helst skall därför nollställena vara placerade långt in i vänster halvplan.

Förflyttning av nollställena med en PSZC

Antag att en generator valts att utrustas med en PSS för att öka dämpningen för vissa moder och att en mätsignalen till PSS:en finns. De nollställena som finns i reglerloopen är oberoende av förstärkningen i loopen men går däremot att påverka genom att sluta nya reglerloopar på andra ställen i kraftsystemet. Genom att genomföra modalanalys av nollställena i reglerloopen kan regleråtgärder lämpliga för att flytta nollställena undersökas. Undersökningen baseras på styrbarhet, observerbarhet och nollställeskänslighet och visar lämpliga maskiner att utrustas med PSS:er för förflyttning av nollställena. En PSS designad för att flytta främst nollställena istället för poler kallas för *Power System Zero Controller* (PSZC) för att skilja den från en vanlig PSS.

För att kunna tillämpa metoden måste placering och mätsignal för en PSS först väljas. Det är med denna PSS som stabilisering av moderna skall åstadkommas. Valet av PSS-placering kan exempelvis baseras på styrbarhet av moder och valet av mätsignal på observerbarhet och metoden i avsnitt 7.1. När detta är gjort beräknas nollställena för denna reglerloop och dynamiken för nollställena tas fram enligt (7.10). De besvärliga nollställena identifieras sedan och placeringen av PSZC:en baseras på styrbarhet av

nollställena. Mätsignalen till PSZC:en kan sedan baseras på observerbarhet av nollställena och nollställeskänsligheten. PSZC:en kommer också att påverka polerna i systemet när reglerloopen sluts, egenvärdeskänslighet och polförflyttningar måste därför också undersökas vid design av reglerloopen. När PSZC:en är designad och inkopplad återstår att undersöka uppförandet hos den första PSS:en och designa dess faskompensering.

Metoden kan struktureras i följande punkter:

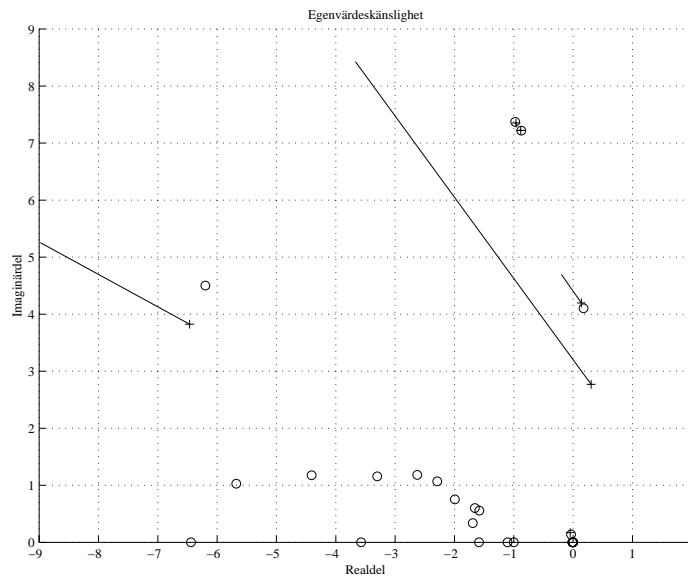
1. Bestäm placering och mätsignal för den dämpande PSS:en.
2. Ta fram dynamiken och identifiera de besvärliga nollställena.
3. Designa PSZC:en baserad på modalanalys av nollställena.
4. Underök återigen uppförandet för den första dämpande reglerloopen genom modalanalys av systemet med PSZC:en inkopplad. Designa faskompensering för att uppnå önskad polförflyttning.
5. Om inte tillräckligt bra resultat uppnås i steg 4, gå tillbaka till och försök att modifiera steg 3 något.

Arbetsgången visas lättast genom några exempel.

Exempel 7.3

I detta och de närmast följande exemplen antas att de globala signaler som finns att tillgå är de olika ω . Målet är att ge moderna 4 och 5 positiv dämpning. Vidare antas att mätsignalerna framställs som $y = \beta\omega_k + \alpha\omega_l$.

I tabell 6.1 finns styrbarheten för moderna redovisade. Den dämpande PSS:en placeras på generator 4 beroende på den stora styrbarheten av mod 5. I tabell 7.1 och figur 7.2 finns observerbarheterna för moderna. Mät signaler väljs enligt exempel 7.2 för att ge egenvärdeskänsligheterna en acceptabel riktning. Styrlagen som skall ge dämpande verkan blir: $u_4 = K(-\omega_4 + 0.5\omega_3)$. Egenvärdeskänsligheterna för denna styrlag finns i figur 7.6.



Figur 7.6 Egenvärdeskänsligheterna för $u_4 = K(-\omega_4 + 0.5\omega_3)$.

I figuren ovan ses att reglerloopen har ett besvärligt nollställe i $\lambda^z = 0.18 + j4.10$ som kommer att begränsa ökningen av dämpning som PSS:en på generator 4 ska ge. För att undersöka nollställets uppförande återkopplas systemet enligt (7.10) med

$$\begin{aligned}
 B_i &= B_4 \\
 C_n &= -C_{\omega 4} + 0.5 \cdot C_{\omega 3} \\
 K &= 10^{10}
 \end{aligned}$$

Nämnas skall att numeriska problem inträffade för denna metod då $K > 10^{18}$ men detta beror säkert på vilken programvara som används vid analysen.

De intressanta nollställena finns redovisade i tabell 7.2. Styrbarheten och observerbarheten för nollställena beräknas enligt ekvation 7.13 respektive 7.14 och finns redovisade i tabell 7.3 respektive 7.4. I figur 7.7 finns styrbarheten och observerbarheten för nollställe 4 ritat som vektorer i det komplexa talplanet.

Nollställen	
1	$-0.9754 \pm 7.3737i$
2	$-0.8745 \pm 7.2197i$
3	$-6.1999 \pm 4.4994i$
4	$0.1766 \pm 4.1044i$
5	$-0.0353 \pm 0.1385i$

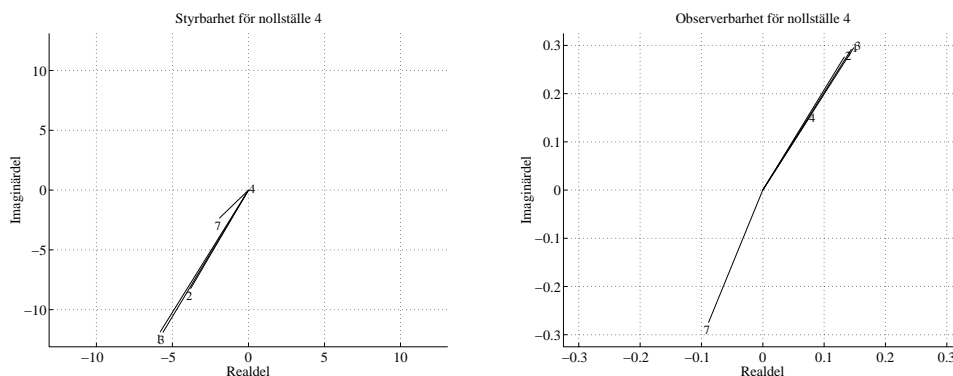
Tabell 7.2 De undersökta nollställena.

Nollställe	Gen 1	Gen 2	Gen 3	Gen 4	Gen 7
1	$6.41e^{j141^\circ}$	$21.35e^{j65^\circ}$	$19.02e^{j102^\circ}$	0	$1.10e^{j85^\circ}$
2	$19.94e^{-j94^\circ}$	$8.44e^{j118^\circ}$	$12.24e^{j66^\circ}$	0	$0.29e^{j180^\circ}$
3	$202.8e^{-j154^\circ}$	$137.9e^{-j152^\circ}$	$247.4e^{-j156^\circ}$	0	$32.1e^{-j174^\circ}$
4	$13.22e^{-j116^\circ}$	$9.08e^{-j115^\circ}$	$13.18e^{-j115^\circ}$	0	$3.04e^{-j129^\circ}$
5	$0.32e^{j35^\circ}$	$0.22e^{j35^\circ}$	$0.28e^{j35^\circ}$	0	$0.25e^{j34^\circ}$

Tabell 7.3 Styrbarheten för nollställena från de olika ingångarna.

Nollställe	Gen 1	Gen 2	Gen 3	Gen 4	Gen 7
1	$0.046e^{-j81^\circ}$	$0.257e^{-j179^\circ}$	$0.122e^{j29^\circ}$	$0.061e^{j29^\circ}$	$0.012e^{-j126^\circ}$
2	$0.264e^{-j5^\circ}$	$0.184e^{-j160^\circ}$	$0.126e^{j163^\circ}$	$0.063e^{j163^\circ}$	$0.013e^{j2^\circ}$
3	$0.021e^{-j35^\circ}$	$0.021e^{-j35^\circ}$	$0.022e^{-j38^\circ}$	$0.011e^{-j38^\circ}$	$0.037e^{j89^\circ}$
4	$0.326e^{j64^\circ}$	$0.307e^{j64^\circ}$	$0.331e^{j63^\circ}$	$0.165e^{j63^\circ}$	$0.289e^{-j108^\circ}$
5	$0.013e^{-j177^\circ}$	$0.013e^{-j176^\circ}$	$0.014e^{-j177^\circ}$	$0.007e^{-j177^\circ}$	$0.007e^{-j20^\circ}$

Tabell 7.4 Observerbarheten av nollställena i de olika ω .



Figur 7.7 Styrbarhet och observerbarhet för nollställe 4.

Med ledning av styrbarheten för nollställe 4 placeras PSZC:en på generator 3. Valet av mätsignaler baseras på observerbarheten av nollställe 4 och ger en slutlig mätsignal som består av ω_3 och ω_7 . Syntesen av dessa mätsignaler, det vill säga valet av α och β görs enligt metoden i kapitel 7.1 nu tillämpad på nollställena istället för poler. De olika ingående vektorerna blir i detta fallet:

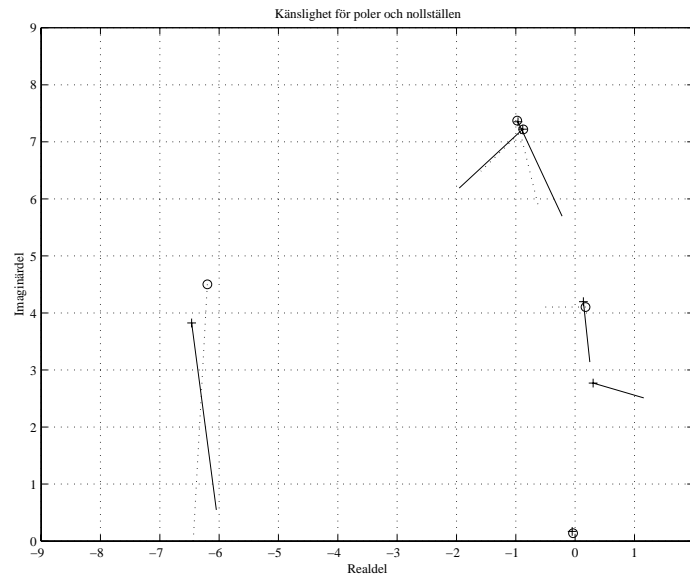
$$S_{43}^z = 13e^{-j115^\circ}$$

$$O_{43}^z = 0.33e^{j63^\circ}$$

$$O_{47}^z = 0.29e^{-j108^\circ}$$

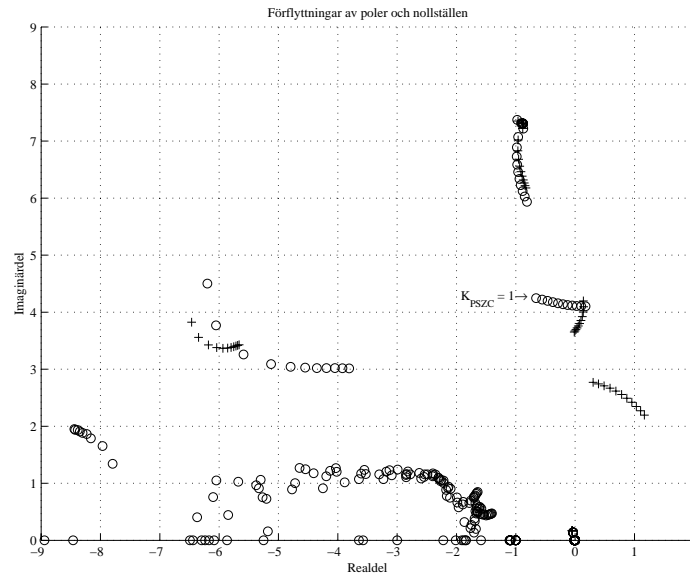
Beräkningar enligt ekvation 7.3 till 7.8 ger slutligen mätsignalen $y_{PSZC} = \omega_7 + 0.76\omega_3$. Som nämndes kommer PSZC:en också att påverka systemets poler. En undersökning av både pol- och nollställesförflyttningar måste därför genomföras. I figur 7.8 finns

egenvärdes- och nollställeskänsligheten presenterad där egenvärdeskänsligheten är heldragen och nollställeskänsligheten är prickad.



Figur 7.8 Känsligheten för egenvärdena och nollställena på K_{PSZC} .

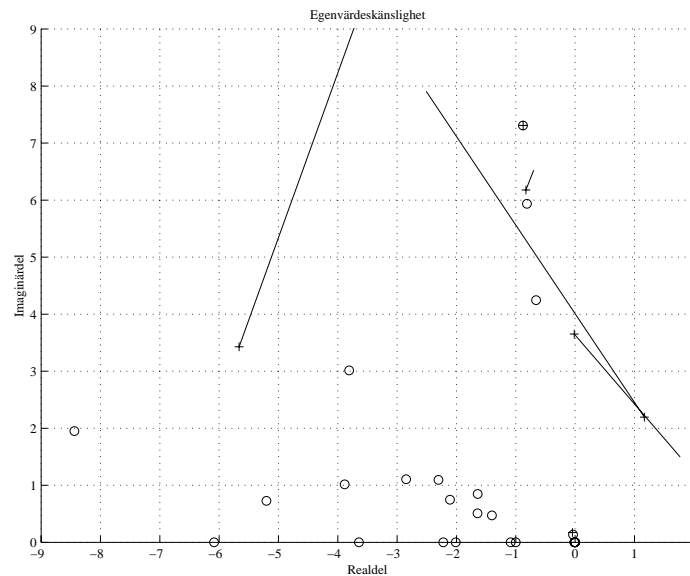
Som synes påverkar PSZC:en systemets poler mot sämre dämpning samtidigt som det besvärliga nollstället flyttas mot bättre. När lämplig förstärkning för nollställesregulatorns bestäms måste alltså hänsyn tas till systemets poler. Polplaceringar för systemet och nollställena i reglerloopen för den dämpande PSS:en, alltså PSS:en på generator 4, finns ritade figur 7.9.



Figur 7.9 Pol- och nollställesplaceringar för olika K_{PSZC} .

I figuren ovan ses att samtidigt som nollställe 4 flyttas mot ökad dämpning försämras dämpningen för egenvärde 5 snabbt. Nollställe 2 förflyttas också mot den imaginära axeln och förstärkningen på PSZC:en begränsas därför i detta fallet till $K_{PSZC} = 1$.

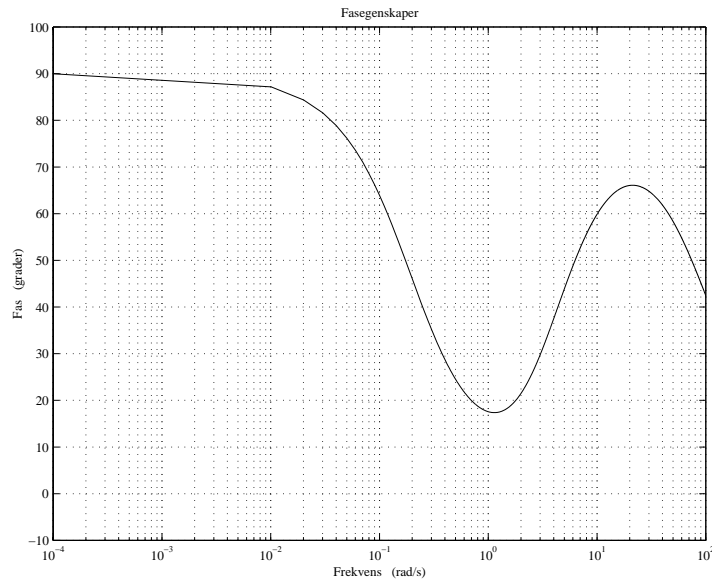
När PSZC:en är designad återstår det att undersöka systemet med denna reglerloop sluten och den nya systemmatrisen ges nu alltså av $A_{ny} = A + B_4 K_{PSZC} C_{PSZC}$. Nya egenvektorer och egenvärden beräknas och modalanalys av det nya systemet genomförs. Egenvärdeskänsligheten för det nya systemet finns presenterad i figur 7.10.



Figur 7.10 Egenvärdeskänsligheten med PSZC inkopplad.

Egenvärdeskänsligheten för de ursprungliga moden 2, 3 och 4 skiljer sig markant åt i de olika systemen (jämför med figur 7.6). Det tycks som att egenvärdeskänsligheten för de egenvärden nära ett nollställe som flyttas kommer att påverkas kraftigt. Valet av mätsignal för den första PSS:en, som valdes baserad på egenvärdeskänsligheten för de instabila moderna 4 och 5, får alltså mindre inflytande på den slutliga egenvärdeskänsligheten för de egenvärden som har ett närliggande nollställe. Detta val kanske istället skall ta större hänsyn till de egenvärden som inte har ett närliggande nollställe då dessa förmodligen behåller viss del av det gamla uppförandet.

Egenvärdeskänsligheterna i figur 7.10 avslöjar att faskompenseringen som den dämpande PSS:en skall stå för blir svår att uppnå eftersom egenvärdeskänsligheten för mod 4 och 5 nästan är helt motriktade. Det visar sig dock att en faskompensering enligt figur 7.11 kommer att stabilisera de instabila moderna för $K > 0.6$.

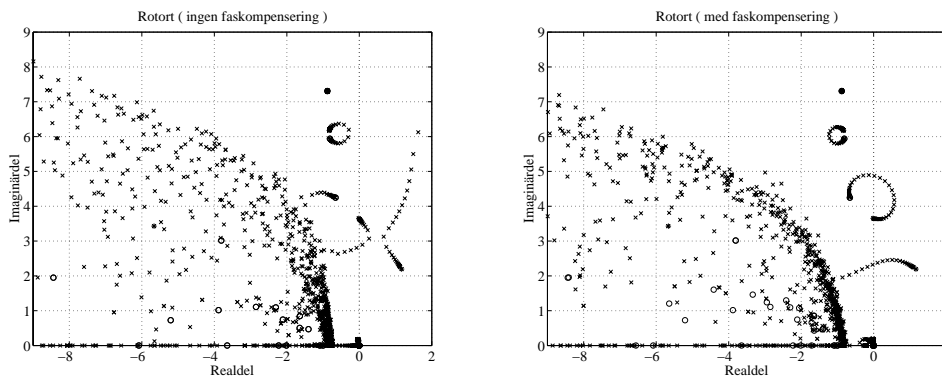


Figur 7.11 Faskompensering i PSS.

Denna faskompensering åstadkommes genom en PSS-struktur som:

$$H(s) = K \cdot \frac{5s}{1+5s} \cdot \frac{(1+0.3s)^2}{(1+0.5s)(1+0.01s)}$$

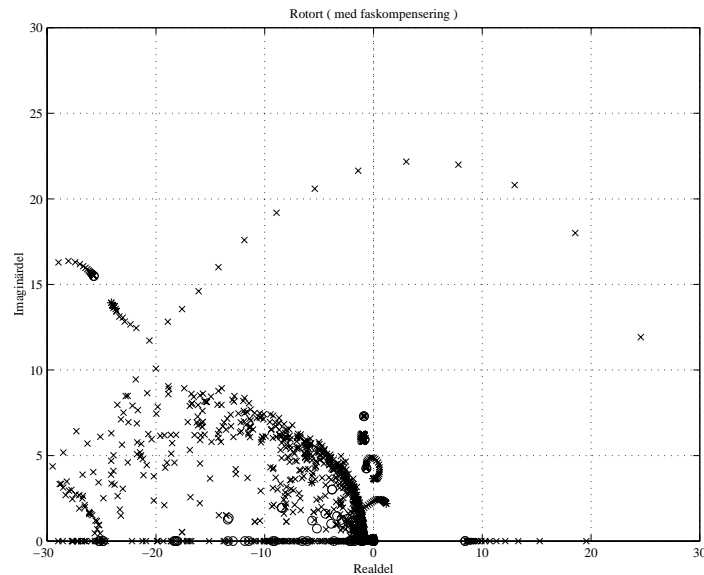
Rotorter med och utan denna faskompensering visas i figur 7.12.



Figur 7.12 Rotorter, med och utan faskompensering.

Grenarna i rotorten börjar i det öppna systemets poler (+) och går nollställena (o). I figuren ovan har alla grenar i rotorterna tagits med då det var svårt att skilja dem åt. Grenarna i de intressanta områdena går dock lätt att identifiera. I rotorten utan faskompensering ses fenomenet där två egenvärden går mot varandra för att sedan vika av åt olika håll. I figuren med faskompensering ses att det går att stabilisera de instabila moderna om K väljs tillräckligt stort ($K > 0.6$). I figur 7.13, som visar rotorten i en annan skala, ses att ett annat egenvärde går över i höger halvplan då K ökar. Det visar sig att då

$K > 0.36$ kommer detta egenvärde att ha positiv realdel. Systemet går alltså inte att stabilisera med den undersökta signalkombinationen.



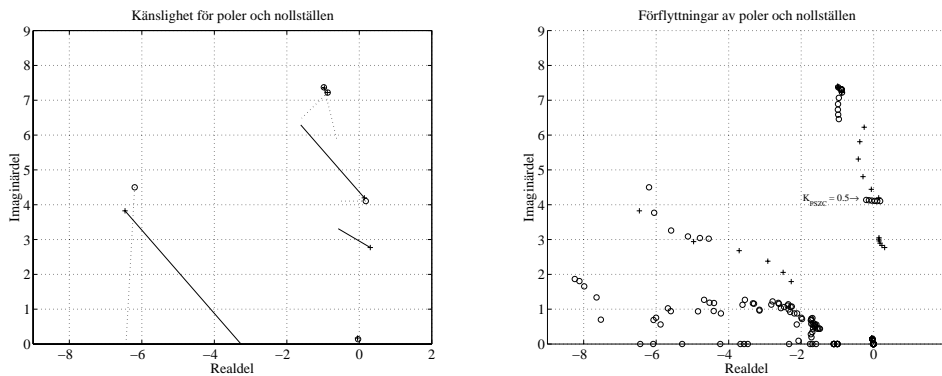
Figur 7.13 Rotort med faskompensering.

I figur 7.13 ses att det finns ett nollställe på den reella axeln som när K blir för stort gör att systemets poler inte stannar i vänster halvplan. Detta nollstället beror på den påverkan en PSS med den valda strukturen skulle ha på systemets synkroniseringsmoment [Martins et al. 1992]. I detta fall rör sig nollstället på den reella axeln mot den imaginära axeln då förstärkningen K_{PSZC} ökar. Här finns alltså ytterligare en faktor som begränsar K_{PSZC} .

Exempel 7.4

I förra exemplet sågs att när nollställe 4 flyttades mot bättre dämpning försämrades samtidigt dämpningen av mod 5. Genom att försöka ta hänsyn till egenvärdeskänsligheten vid valet av mätsignal till PSZC:en kanske en egenvärdeskänslighet med bättre riktning kan fås.

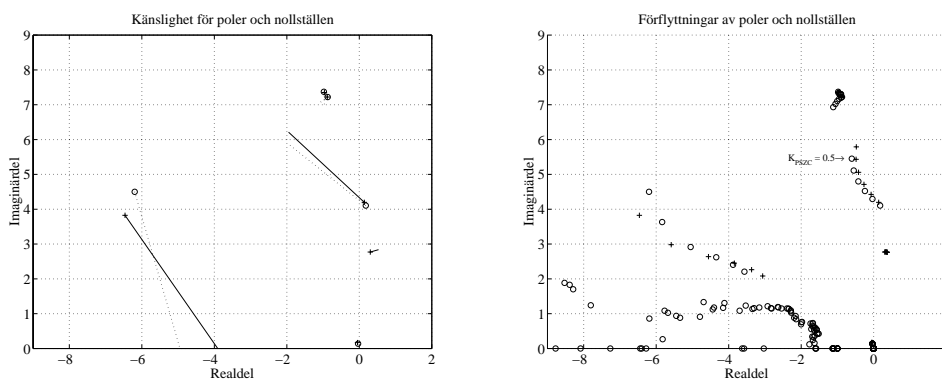
I figur 7.1 och 7.2 finns modernas styrbarheter och observerbarheter presenterade. En mätsignal av formen $y_{PSZC} = \omega_7 + \alpha\omega_4$ borde kunna ge en egenvärdeskänslighet som har acceptabel fas för båda de instabila moderna. Tillämpning av metoden i kapitel 7.1 med avseende på nollställe 4 ger en styrlag enligt $y_{PSZC} = \omega_7 + 1.52\omega_4$. De olika känsligheterna och pol- och nollställesförflyttningarna när loopnen sluts med olika K_{PSZC} finns presenterade i figur 7.14.



Figur 7.14 Användning av mätsignal $y_{PSZC} = \omega_7 + 1.52\omega_4$ till PSZC:en.

Figuren ovan visar att dämpningen för mod 5 inte försämras vid användning av denna mätsignal till PSZC:en utan snarare förbättras. Egenvärdet för mod 4 förflyttas in i höger halvplan men böjer sedan av mot vänster halvplan igen. För att behålla mod 4 stabil måste K_{PSZC} begränsas till 0.5 även om nollställe 4 kan få ännu högre dämpning för högre K_{PSZC} . Genom att jämföra med figur 7.8 ses att genom att använda signalen ω_4 istället för ω_3 i mätsignalen så minskar känsligheten för moderna 1 och 2. Detta beror på att observerbarheten av dessa moder är liten i både ω_4 och ω_7 .

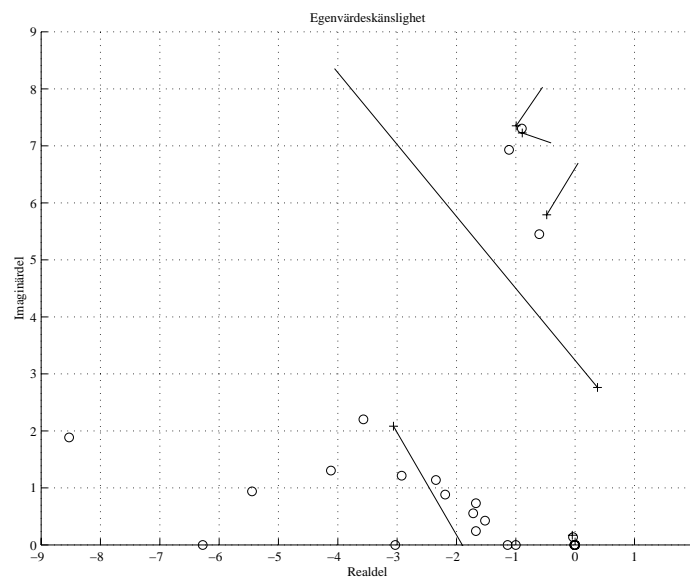
Ett problem som uppstår vid användning av mätsignalen $y_{PSZC} = \omega_7 + 1.52\omega_4$ till PSZC:en är att förflyttningen av nollställe 4 går långsamt i förhållande till förflyttningen av egenvärdet till mod 4. Detta beror på att nollställeskänsligheten för nollställe 4 är liten i förhållande till egenvärdeskänsligheten för mod 4. För att avhjälpa detta vore det bra att öka nollställeskänsligheten något. Genom att titta i figur 7.7 ses att om α kunde minskas något skulle nollställeskänsligheten öka och figur 7.1 och 7.2 talar om att samtidigt skulle egenvärdeskänsligheten för mod 4 få bättre fas medan känsligheten för mod 5 skulle få sämre fas och mindre amplitud. Då känsligheten för mod 5 har liten amplitud gör det inte så mycket att fasen försämras. En mätsignal av formen $y_{PSZC} = \omega_7 + 0.5\omega_4$ skulle ge känsligheter och pol- och nollställesförflyttningar enligt figur 7.15.



Figur 7.15 Användning av mätsignal $y_{PSZC} = \omega_7 + 0.5\omega_4$ till PSZC:en.

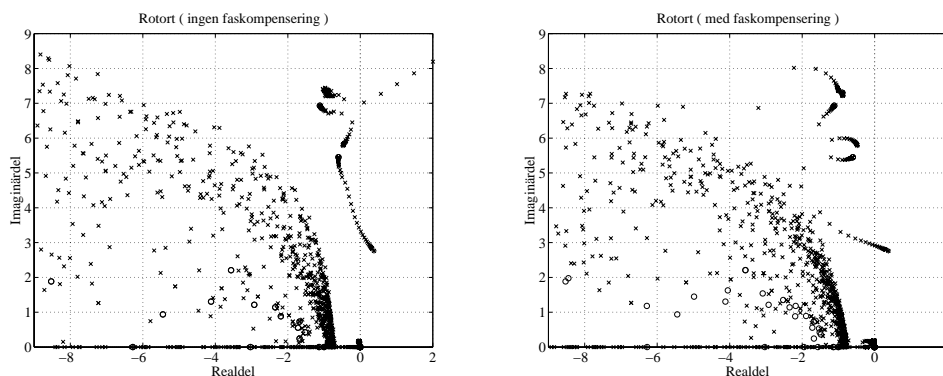
Nollställeskänsligheten får med denna mätsignal en större amplitud. Placeringarna av nollställe 4 beskriver nu en båge liknande den som egenvärdet för mod 4 genomgår då K_{PSZC} ökar. K_{PSZC} begränsas i detta fall till 0.5. Här skulle en faskompenseringskrets kunna designas för att ge känsligheterna för nollställe 4 och egenvärde 4 en fas närmre 180° då dessa känsligheter ligger nära varandra i fas.

Reglerloopen till PSZC:en med mätsignalen $y_{PSZC} = \omega_7 + 0.5\omega_4$ sluts nu och den dämpande PSS:en studeras igen. De nya egenvärdeskänsligheterna visas i figur 7.16.



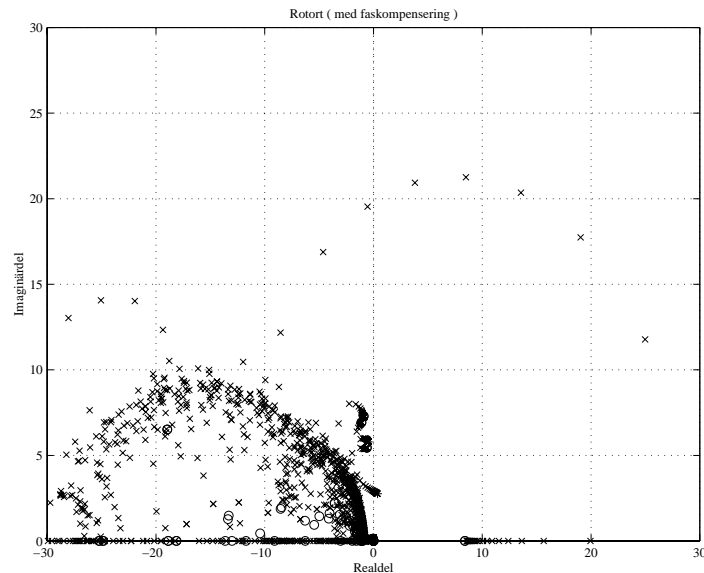
Figur 7.16 Eigenvärdeskänsligheter med PSZC:en inkopplad.

En faskompensering likadan som den i figur 7.11 används och rotorterna med och utan faskompensering finns i figur 7.17.



Figur 7.17 Rotorter, med och utan faskompensering.

Analys av rotorterna ger att mod 5 kommer att vara stabil då $K > 0.05$ men återigen ställer ett nollställe på reella axeln till med problem och systemet kommer att vara instabilt för $K > 0.36$. I figur 7.18 finns rotorten med faskompensering med större skala.



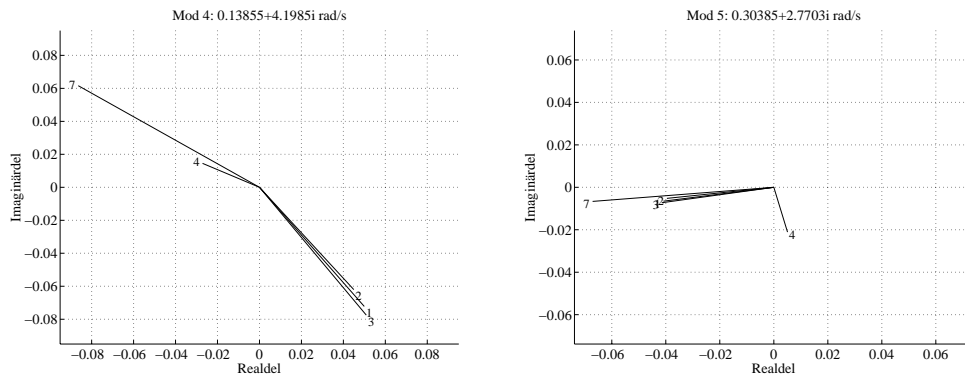
Figur 7.18 Rotort med faskompensering.

Systemet skulle alltså kunna stabiliseras med den föreslagna dämpande PSS:en på generator 4 och PSZC:en på generator 3. Det lilla intervall på förstärkningen K , $0.05 < K < 0.36$, som ger ett stabilt slutet system ger dock en reglering som inte är robust. Med ändrade lastförhållande för systemet är det inte säkert att denna kombination fortfarande stabiliserar systemet.

Exempel 7.5

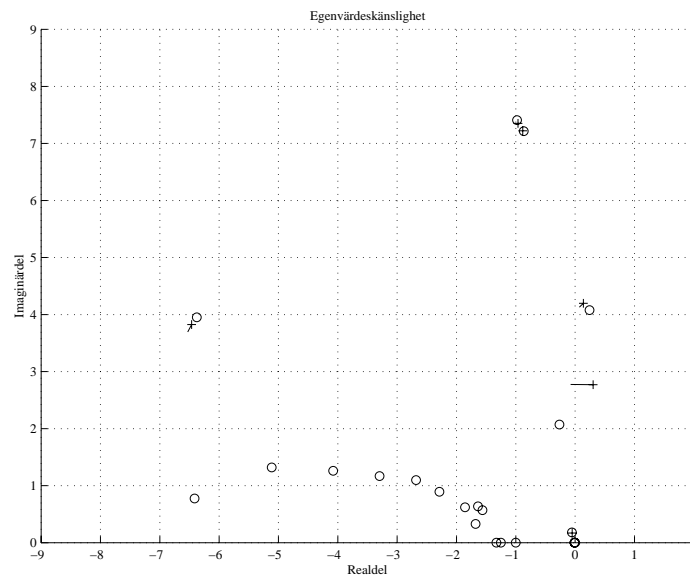
Något som skulle vara intressant att veta är hur egenskaperna för regleringen beror på vilken storhet på mätsignalerna som används. I detta exempel kommer metoden att flytta nollställena med hjälp av en PSZC tillämpas men nu antas att mätsignalerna är de olika aktiva effekterna i ekvation 7.1. Vidare antas att mätsignalerna framställs av formen $y = \beta P_k + \alpha P_l$.

För att i viss mån kunna jämföra med de föregående exemplen där mätsignalerna var de olika ω , antas också här att den dämpande PSS:en placeras på generator 4 och att en PSZC sedan skall användas för att flytta de besvärliga nollställena. Styrbarheten för moderna finns i tabell 6.1 och observerbarheten för moderna i maskinernas aktiva effekt finns i tabell 6.2. I figur 7.1 finns styrbarheten för mod 4 och 5 presenterade som vektorer och i figur 7.19 finns observerbarheten för mod 4 och 5 presenterad på samma sätt.



Figur 7.19 Observerbarhet av mod 4 och 5 i maskinernas aktiva effekt.

Genom att välja en mätsignal $y = P_4 - 0.3P_3$ får egenvärdeskänsligheterna för mod 4 och 5 en acceptabel fas. Egenvärdeskänsligheten för $u_4 = K(P_4 - 0.3P_3)$ visas i figur 7.20.



Figur 7.20 Egenvärdeskänsligheten för $u_4 = K(P_4 - 0.3P_3)$.

I figur 7.20 ses att det finns två besvärliga nollställen i $\lambda^z = 0.24 + j4.08$ och i $\lambda^z = -0.27 + j2.07$. Dessa nollställen kommer att begränsa den dämpningsverkan som en PSS på generator 4 kan åstadkomma. För att undersöka nollställenas uppförande återkopplas systemet enligt (7.10) med

$$\begin{aligned}
 B_i &= B_4 \\
 C_n &= C_{P4} - 0.3 \cdot C_{P3} \\
 K &= 10^{10}
 \end{aligned}$$

Nollställena av intresse finns i tabell 7.5 och i tabell 7.6 och 7.7 finns styrbarheten respektive observerbarheten av nollställena.

Nollställen	
1	$-0.9800 \pm 7.4092i$
2	$-0.8660 \pm 7.2152i$
3	$-6.3777 \pm 3.9523i$
4	$0.2418 \pm 4.0791i$
5	$-0.2656 \pm 2.0721i$
6	$-0.0530 \pm 0.1807i$

Tabell 7.5 Nollställen för $u_4 = K(P_4 - 0.3P_3)$.

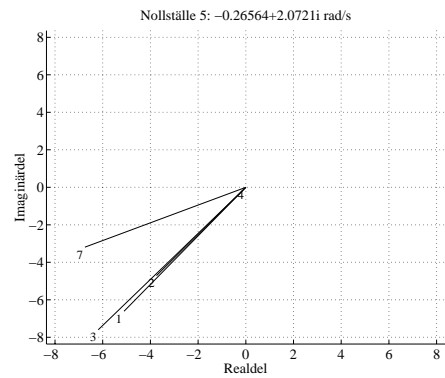
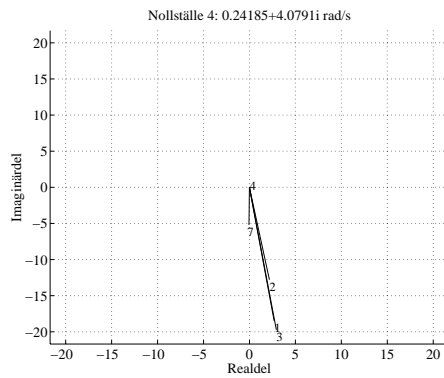
Nollställe	Gen 1	Gen 2	Gen 3	Gen 4	Gen 7
1	$12.66e^{j128^\circ}$	$45.15e^{j83^\circ}$	$43.10e^{-j90^\circ}$	0	$2.85e^{j97^\circ}$
2	$37.73e^{j14^\circ}$	$14.20e^{-j137^\circ}$	$23.65e^{j178^\circ}$	0	$0.57e^{-j72^\circ}$
3	$178.3e^{j146^\circ}$	$119.5e^{j147^\circ}$	$240.5e^{j137^\circ}$	0	$16.90e^{j92^\circ}$
4	$18.70e^{-j82^\circ}$	$12.98e^{-j80^\circ}$	$19.94e^{-j82^\circ}$	0	$5.21e^{-j91^\circ}$
5	$8.35e^{-j128^\circ}$	$6.02e^{-j129^\circ}$	$9.80e^{-j129^\circ}$	0	$7.46e^{-j155^\circ}$
6	$0.006e^{-j168^\circ}$	$0.004e^{-j168^\circ}$	$0.006e^{-j168^\circ}$	0	$0.006e^{-j168^\circ}$

Tabell 7.6 Styrbarhet av nollställena från ingångarna.

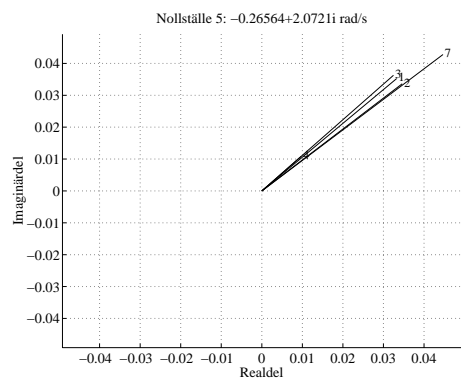
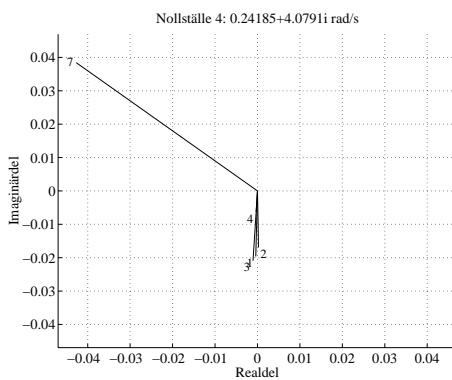
Nollställe	Gen 1	Gen 2	Gen 3	Gen 4	Gen 7
1	$0.010e^{j176^\circ}$	$0.067e^{j74^\circ}$	$0.035e^{-j88^\circ}$	$0.011e^{-j88^\circ}$	$0.005e^{j100^\circ}$
2	$0.079e^{j153^\circ}$	$0.052e^{-j11^\circ}$	$0.032e^{-j38^\circ}$	$0.010e^{-j38^\circ}$	$0.007e^{j149^\circ}$
3	$0.025e^{-j56^\circ}$	$0.025e^{-j56^\circ}$	$0.024e^{-j58^\circ}$	$0.007e^{-j58^\circ}$	$0.004e^{j47^\circ}$
4	$0.020e^{-j91^\circ}$	$0.017e^{-j89^\circ}$	$0.021e^{-j93^\circ}$	$0.006e^{-j93^\circ}$	$0.057e^{j138^\circ}$
5	$0.049e^{j47^\circ}$	$0.048e^{j44^\circ}$	$0.049e^{j48^\circ}$	$0.015e^{j48^\circ}$	$0.062e^{j44^\circ}$
6	$0.013e^{j111^\circ}$	$0.021e^{j110^\circ}$	$0.005e^{j111^\circ}$	$0.001e^{j111^\circ}$	$0.113e^{j103^\circ}$

Tabell 7.7 Observerbarhet av nollställena i generatorernas aktiva effekt.

I figur 7.21 och 7.22 finns styrbarheten respektive observerbarheten för nollställe 4 och 5 presenterade som vektorer.

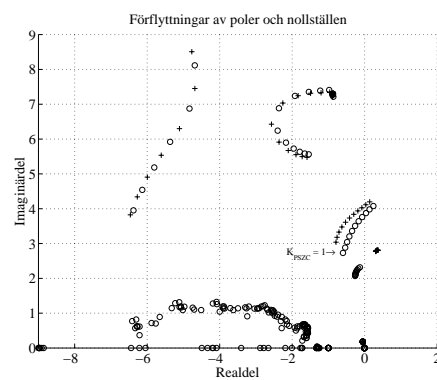
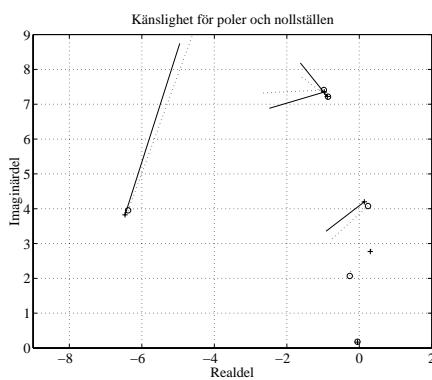


Figur 7.21 Styrbarheten för nollställe 4 och 5.

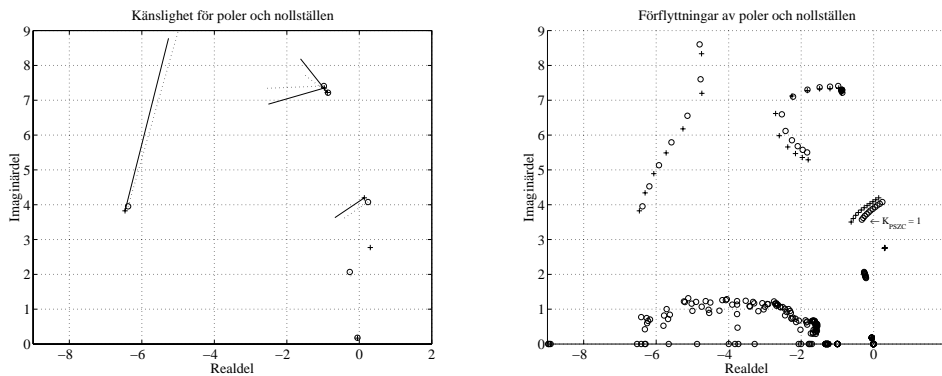


Figur 7.22 Observerbarheten för nollställe 4 och 5.

Det finns nu två nollställena som skall flyttas bort från den imaginära axeln. Det visar sig vara mycket svårt att flytta båda dess nollställena mot bättre dämpning. Två exempel på känsligheter och pol- och nollställesförflyttningar visas i figur 7.23 och 7.24. I figur 7.23 används mätsignalen $y_{PSZC} = P_3 - P_7$ och i figur 7.24 $y_{PSZC} = P_3 - 0.5P_7$.

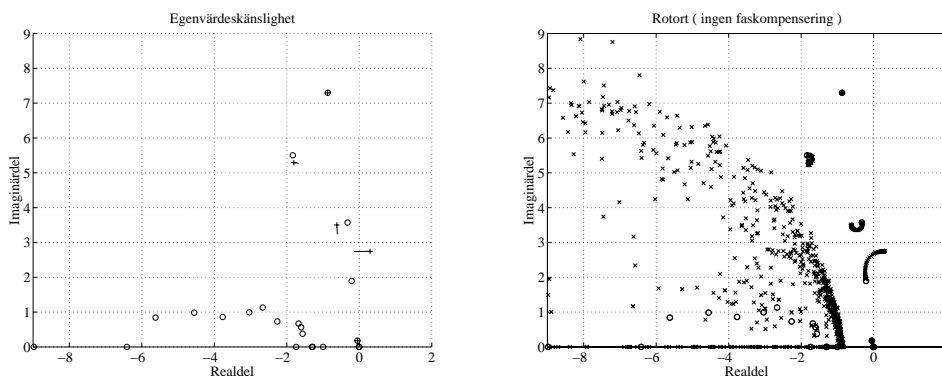


Figur 7.23 Känslighet och förflyttningar då $y_{PSZC} = P_3 - P_7$.



Figur 7.24 Känslighet och förflyttningar då $y_{PSZC} = P_3 - 0.5P_7$.

Nollställe 5 är svårt att flytta nämnvärt men nollställe 4 går att flytta mot bättre dämpning. Mättsignalen $y_{PSZC} = P_3 - 0.5P_7$ används och loopen sluts med $K_{PSZC} = 1$. Genom analys av systemet med PSZC:en inkopplad kan den nya egenvärdeskänsligheten för den dämpande PSS:en tas fram. Denna finns redovisad i figur 7.25 tillsammans med rotorten för systemet då ingen faskompensering finns med i PSS- strukturen.



Figur 7.25 Egenvärdeskänslighet och rotort utan faskompensering.

I figuren syns att PSS:en inte behöver någon faskompenseringskrets eftersom känsligheten för mod 5 redan har en fas på ungefär 180° medan mod 4 har ett närliggande nollställe som snabbt fångar upp polen.

Olika signalers inverkan på nollställena

Att utgående från ett verkligt system gissa hur nollställena hamnar är nästintill omöjligt. Något som dock vore intressant är att på något sätt kunna få reda på hur nollställena i en styrlag kommer att förflyttas beroende på α i styrlagen $u_j = y_k + \alpha y_l$. Framtagning av en analytisk formel kan visas enligt följande.

Utgå från systemet (7.9). Antag en styrlag enligt $u_j = -K(y_j + \alpha_k y_k + \alpha_l y_l)$. Om denna loop sluts fås ett system enligt ekvation 7.10 där

$$A_z = A_{\alpha de} - B_j K(C_j + \alpha_k C_k + \alpha_l C_l)$$

Om K blir stort ges dynamiken för nollställena av ekvation 7.10. Diagonalisering av systemet ger nu ett nytt system med nya egenvärden (nollställen) och egenvektorer och ett system fås enligt ekvation 7.11. Nollställeskänsligheterna med avseende på K_{PSZC} kan som vanligt genomföras enligt ekvation 7.15 vid design av en PSZC. Eftersom systemet är linjärt kan superpositionsprincipen tillämpas om ingång u_j skall undersökas. Antag att styrlagen $u_j = y_j + \alpha_k y_k + \alpha_l y_l$ används. Denna reglerloop har dock en stor förstärkning $-K$ vilket medför att nollställeskänsligheten med avseende på α_k och α_l ges av

$$\begin{aligned}\frac{d\lambda_i^z}{d\alpha_k} &= -\Psi_i^z B_j K C_k \Phi_i^z \\ \frac{d\lambda_i^z}{d\alpha_l} &= -\Psi_i^z B_j K C_l \Phi_i^z\end{aligned}\tag{7.16}$$

För att kontrollera den numeriska tillförlitligheten i (7.16) kan känsligheten undersökas numeriskt genom att studera differentieringen $\Delta\lambda^z / \Delta\alpha$ för ett litet $\Delta\alpha$. Det visar sig att de båda sätten överensstämmer bra i analysen.

Med hjälp av ekvationerna 7.16 kan alltså känslighetsanalysen för nollställena även genomföras med avseende på generatoren som innefattar den dämpande PSS:en. Skillnaden blir i detta fallet att styrbarheten är multiplicerad med faktorn $-K$. Tillvägagångssättet för att designa en PSS kan beskrivas enligt följande:

1. Bestäm en bra placering av en PSS baserad på styrbarheten av moderna.
2. Bestäm en mätsignal som ger den mest fördelaktiga nollställesplaceringen. Parallellt kontrolleras egenvärdeskänsligheten.
3. När mätsignalen är definierad undersöks egenvärdeskänsligheten och en faskompenseringskrets designas. Om egenvärdeskänsligheten är allt för missgynnande måste steg 2 modifieras där en avvägning görs mellan egenvärdeskänslighet och nollställesplacering.

Punkterna ovan kommer förmodligen att innehålla mycket skruvande och proceduren lämpar sig väl för någon sorts optimeringsalgoritm. Antag att en styrlag av formen $u_j = \alpha_j y_j + \alpha_k y_k + \alpha_l y_l$ skall användas. Det är förhållandet mellan de olika α som bestämmer var nollställena placeras. Här föreslås en interaktiv procedur som iterativt letar efter en signalkombination och som optimerar placeringen av *ett* nollställe i taget, med avseende på dess relativa dämpning. Om mätsignalen initialt utgörs av den lokala mätsignalen blir algoritmen:

1. Startvärden på de olika faktorerna sätts lämpligen $\alpha_j = 1$ och $\alpha_k = \alpha_l = 0$. Dynamiken för nollställena tas fram enligt (7.10).
2. Bestäm vilket nollställe som placeringen skall optimeras för och bestäm dess relativa dämpning.

3. Justera $\alpha_{n+1} = \alpha_n \pm \delta$ och undersök den relativa dämpningen för den nya placeringen av nollstället (δ är steglängden på justeringarna av α och antas här vara fix). Om den relativa dämpningen är högre för något av de nya placeringarna sätt, uppdatera α . Genomför detta för $n = k, 1$ och studera samtidigt egenvärdeskänsligheten och alla nollställesplaceringar.
4. Avbryt då nollställesplaceringarna och egenvärdeskänsligheterna är acceptabla.
5. Om något annat nollställe nu förflyttats till en besvärlig placering, börja om från steg 1 men med α -värdena från steg 4 som initialvärden, och placera detta nollställe.

Denna algoritmen gör inga anspråk på att vara optimal i någon avseende men kommer ändå att visa det komplexa sätt som nollställena flyttar sig på. Om en målfunktion som tar hänsyn till flera nollställena kan definieras, erhålles troligen bättre resultat.

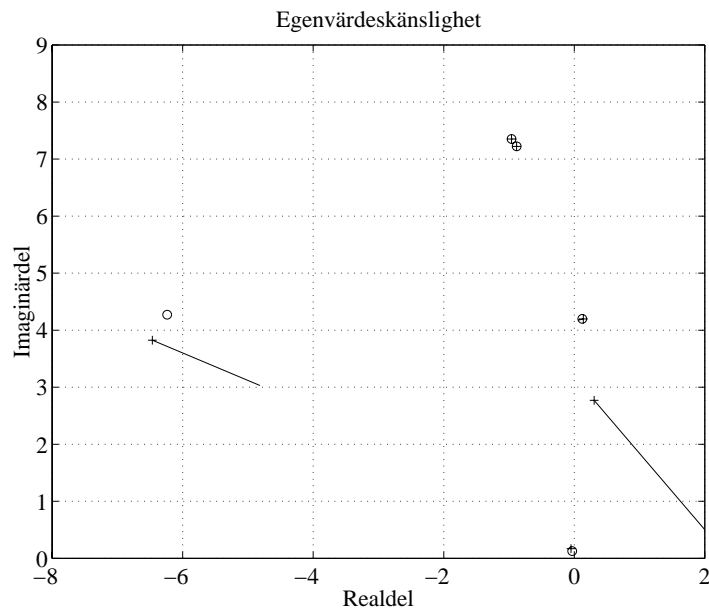
Med hjälp av algoritmen ovan undersöktes nollställes placeringar för olika styrlagar och resultatet redovisas i följande fyra fall.

Exempel 7.6

De globala signalerna antas vara de olika ω och en styrlag på formen $u_j = \alpha_j \omega_j + \alpha_k \omega_k + \alpha_l \omega_l$ används. Med ledning av den höga styrbarheten för mod 5 från generator 4 placeras en PSS på denna generator. I tabell 7.1 ses att observerbarheten av de systemvida moderna i ω_1, ω_2 och ω_3 är likvärdig och en första styrlag enligt $u_4 = \alpha_4 \omega_4 + \alpha_3 \omega_3 + \alpha_7 \omega_7$ används. Utgångspunkten är att $\alpha_4 = 1$ och $\alpha_3 = \alpha_7 = 0$. Nollställena visas i tabell 7.8 och i figur 7.26 visas nollställesplaceringarna och egenvärdeskänsligheten. De initiala nollställeskänsligheterna beräknas enligt ekvation 7.16 och visas i tabell 7.9.

Nollställe	
1	$-0.9626 \pm 7.3516i$
2	$-0.8834 \pm 7.2225i$
3	$-6.2367 \pm 4.2708i$
4	$0.1227 \pm 4.1974i$
5	$-0.0304 \pm 0.1275i$

Tabell 7.8 Nollställena.

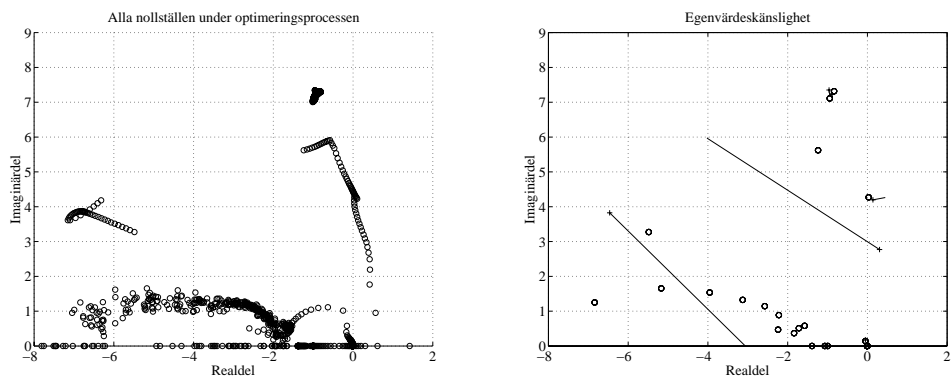


Figur 7.26 Nollställen och egenvärdeskänslighet för $u_4 = \omega_4$.

Nollställe	$d\lambda/d\alpha_3$	$d\lambda/d\alpha_7$
1	$0.06e^{-j58^\circ}$	0
2	$0.02e^{j162^\circ}$	0
3	$0.50e^{-j107^\circ}$	$0.76e^{j30^\circ}$
4	$0.24e^{j120^\circ}$	$0.14e^{-j53^\circ}$
5	$0.03e^{-j67^\circ}$	$0.01e^{j51^\circ}$

Tabell 7.9 Nollställeskänsligheter.

Tillämpning av optimeringsalgoritmen för placeringen av nollställe 4 kan nu utföras. Om algoritmen får pågå utan överseende och så länge den relativa dämpningen för nollställe 4 ökar kommer andra nollställen att placera sig nära de instabila moderna. Algoritmen avbryts därför då nollställe 4 flyttats en bit bort från den imaginära axeln och ett annat nollställe förflyttats till en besvärlig position. Detta visas i figur 7.27 tillsammans med den slutliga egenvärdeskänsligheten.



Figur 7.27 Nollställesförflyttningar och egenvärdeskänslighet.

I figuren för nollställesförflyttningarna ses att ett nollställe kommer från höger halvplan och rör sig upp mot sitt slutliga läge nära de instabila polerna. Den styrslag som ger nollställesplaceringar enligt ovan är $u_4 = \omega_4 + 1.3\omega_3 + 2.5\omega_7$. För att nu försöka flytta det nollställe som hamnade i närheten av de instabila polerna genomförs steg 5 i optimeringsalgoritmen. Systemet återkopplas med $u_4 = \omega_4 + 1.3\omega_3 + 2.5\omega_7$ och dynamiken för nollställena tas fram enligt (7.10). I tabell 7.10 finns nollställena och i tabell 7.11 finns de motsvarande nollställeskänsligheterna.

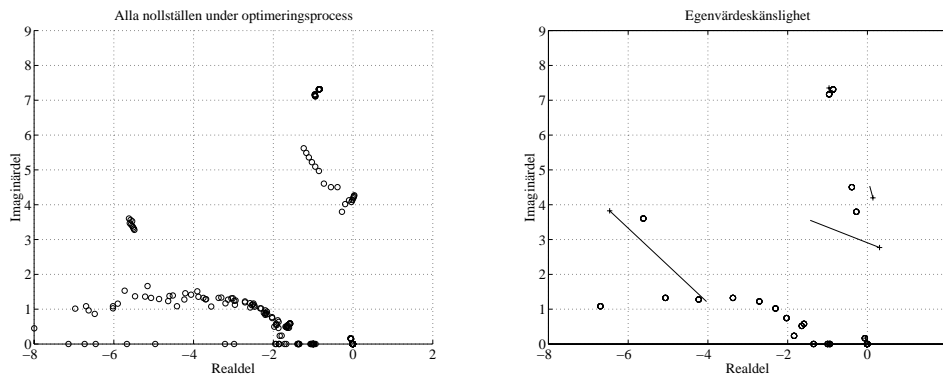
Nollställen	
1	$-0.8244 \pm 7.3194i$
2	$-0.9328 \pm 7.0851i$
3	$-1.2812 \pm 5.8869i$
4	$-5.5569 \pm 3.2580i$
5	$0.0336 \pm 4.2358i$
6	$-0.0496 \pm 0.1460i$

Tabell 7.10 Nollställen.

Nollställe	$d\lambda/d\alpha_3$	$d\lambda/d\alpha_7$
1	$0.07e^{-j9^\circ}$	$0.04e^{j24^\circ}$
2	$0.20e^{-j69^\circ}$	$0.12e^{-j38^\circ}$
3	$1.32e^{j86^\circ}$	$1.33e^{j116^\circ}$
4	$0.86e^{j167^\circ}$	$0.36e^{-j67^\circ}$
5	$0.52e^{-j85^\circ}$	$0.22e^{j84^\circ}$
6	$0.02e^{j110^\circ}$	$0.02e^{-j56^\circ}$

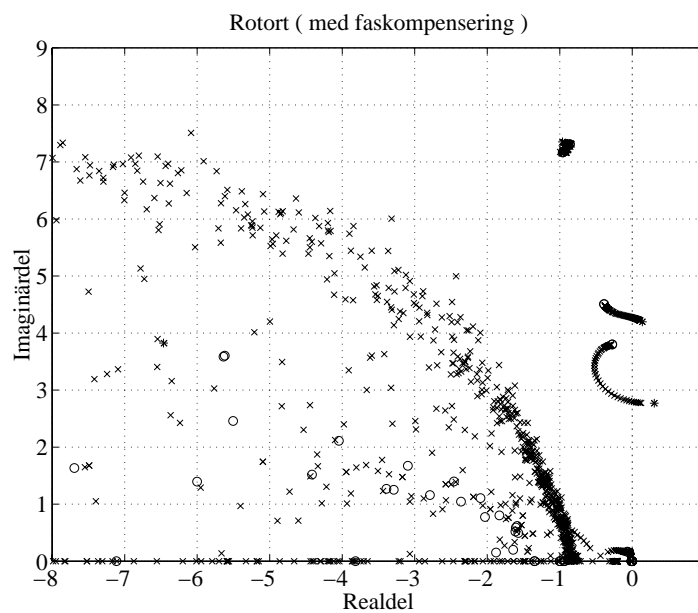
Tabell 7.11 Nollställeskänsligheter.

Förflyttningen av nollställe 5 i tabell 7.10, finns redovisad i figur 7.28. Den slutliga styrslagen som placerar nollställena enligt figur 7.28 är $u_4 = \omega_4 + 1.2\omega_3 + 1.7\omega_7$ och egenvärdeskänsligheten för denna styrslag finns också i figur 7.28.



Figur 7.28 Nollställesförflyttningar och egenvärdeskänsligheten.

I figur 7.29 finns rotorten för systemet med den nämnda styrlagen och med en faskompensering enligt figur 7.11. Det visar sig att resultatet blir detsamma om ω_3 byts mot ω_1 eller ω_2 vilket är rimligt eftersom dessa enligt tabell 7.1 har likvärdiga observerbarheterna för interarea-moderna.



Figur 7.29 Rotort för systemet då $u_4 = \omega_4 + 1.2\omega_3 + 1.7\omega_7$.

I rotorten ses att systemet kan fås stabilt och det visar sig att villkoret för detta är $K > 0.55$. Det visar sig dock inte möjligt att placera nollställena längre in i vänster halvplan. Den relativa dämpningen för nollställena är 0.09 respektive 0.07.

Exempel 7.7

För att kunna jämföra de olika storheterna på mätsignalerna antas nu de globala signalerna utgöras av generatorernas aktiva effekter och nollställenas placeringar i styrlagen $u_4 = \alpha_4 P_4 + \alpha_3 P_3 + \alpha_7 P_7$ undersöks. Utgående från styrlagen $u_4 = P_4$ ges

nollställena och de olika känsligheterna av tabell 7.12 respektive tabell 7.13. Nollställena och de inledande egenvärdeskänsligheterna finns i figur 6.11.

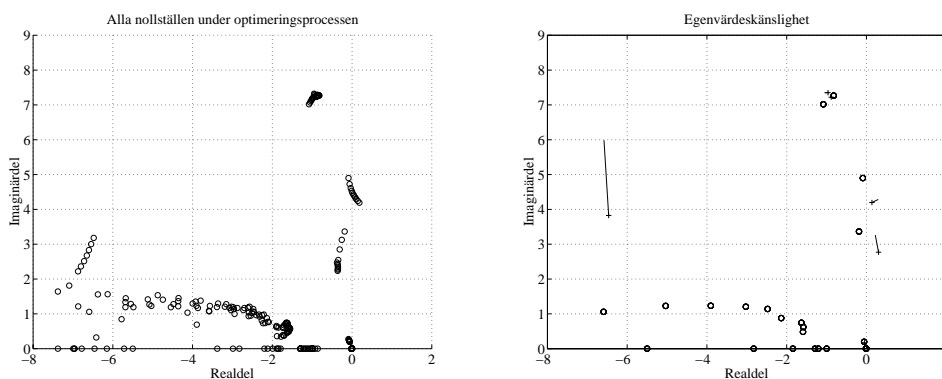
Nollställena	
1	$-0.9621 \pm 7.3468i$
2	$-0.8828 \pm 7.2231i$
3	$-6.4278 \pm 3.3739i$
4	$0.2319 \pm 4.1424i$
5	$-0.3962 \pm 2.5134i$
6	$-0.0522 \pm 0.1794i$

Tabell 7.12 Nollställena.

Nollställe	$d\lambda/d\alpha_3$	$d\lambda/d\alpha_7$
1	$0.27e^{-j72^\circ}$	$0.01e^{-j97^\circ}$
2	$0.10e^{j148^\circ}$	0
3	$2.20e^{-j98^\circ}$	$0.35e^{-j49^\circ}$
4	$0.27e^{j104^\circ}$	$0.50e^{-j28^\circ}$
5	$1.56e^{j105^\circ}$	$2.00e^{j108^\circ}$
6	0	$0.13e^{-j69^\circ}$

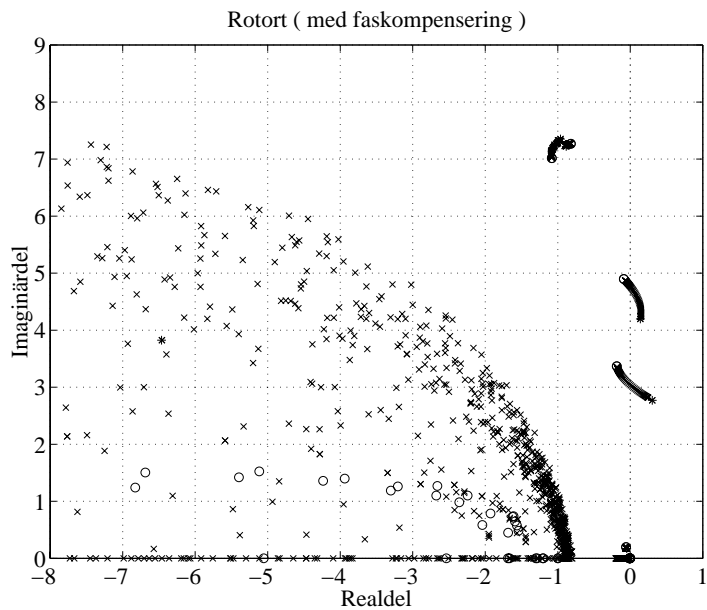
Tabell 7.13 Nollställeskänsligheter.

Placering av nollställe 4 ger nollställesförflyttningar enligt figur 7.30. Vid försök att flytta tillbaka nollställe 5 försämras dämpningen av nollställe 4 snabbt och en avvägning mellan de olika nollställes placeringar måste göras. Styrlagen $u_4 = P_4 + 1.1P_3 - 0.3P_7$ ger resultaten som visas i figur 7.30.



Figur 7.30 Nollställesförflyttningar och egenvärdeskänslighet.

Om rotorten för systemet med styrlagen $u_4 = P_4 + 1.1P_3 - 0.3P_7$ ritas kommer de två instabila polerna snabbt att fångas upp av de båda nollställena vid den imaginära axeln. I figur 7.31 finns rotorten då en PSS används med faskompenseringa enligt figur 7.11. Systemet är stabilt för $K > 6.4$, men blir dock nästan odämpat.



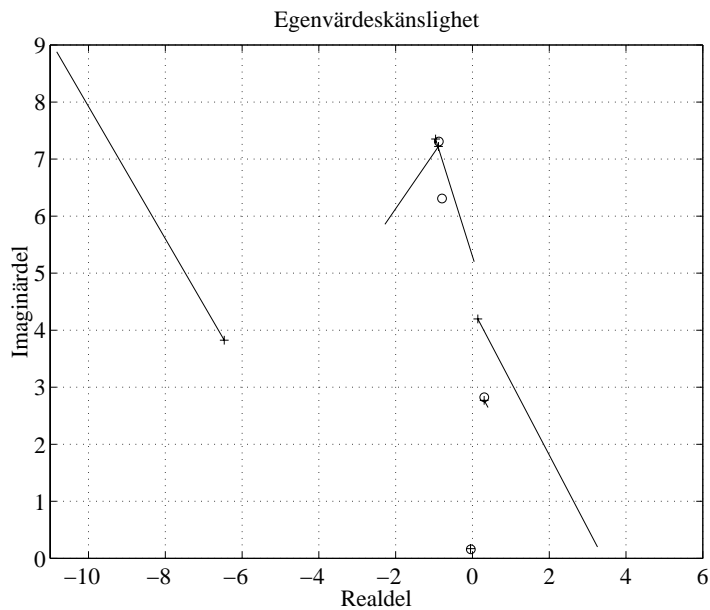
Figur 7.31 Rotort för systemet med $u_4 = P_4 + 1.1P_3 - 0.3P_7$.

Exempel 7.8

Styrbarheterna i tabell 6.1 är likvärdiga för generator 1 och 3. För att kunna jämföra med regleringen i kapitel 6, då mätsignalerna var lokala, utrustas i detta exempel generator 3 med en PSS. Styrlagen är $u_3 = \alpha_3\omega_3 + \alpha_4\omega_4 + \alpha_7\omega_7$ och med utgångspunkten $\alpha_3 = 1$, $\alpha_4 = \alpha_7 = 0$ blir styrlagen initialt $u_3 = \omega_3$. I tabell 7.14 och 7.15 finns nollställena och nollställeskänsligheterna med avseende på α_4 och α_7 presenterade. Nollställena och den inledande egenvärdeskänsligheten ses i figur 7.32.

Nollställena	
1	$-0.8764 \pm 7.3097i$
2	$-0.7937 \pm 6.3081i$
3	$0.3083 \pm 2.8239i$
4	$-0.0416 \pm 0.1568i$

Tabell 7.14 Nollställena.

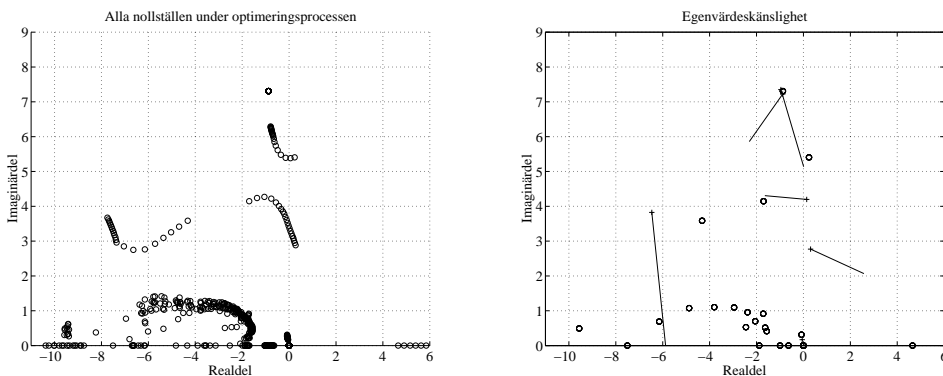


Figur 7.32 Nollställen och egenvärdeskänslighet för $u_3 = \omega_3$.

Nollställe	$d\lambda/d\alpha_4$	$d\lambda/d\alpha_7$
1	0	0
2	$0.10e^{-j91^\circ}$	$0.27e^{-j80^\circ}$
3	$0.39e^{-j66^\circ}$	$0.28e^{j122^\circ}$
4	$0.06e^{-j66^\circ}$	$0.04e^{j105^\circ}$

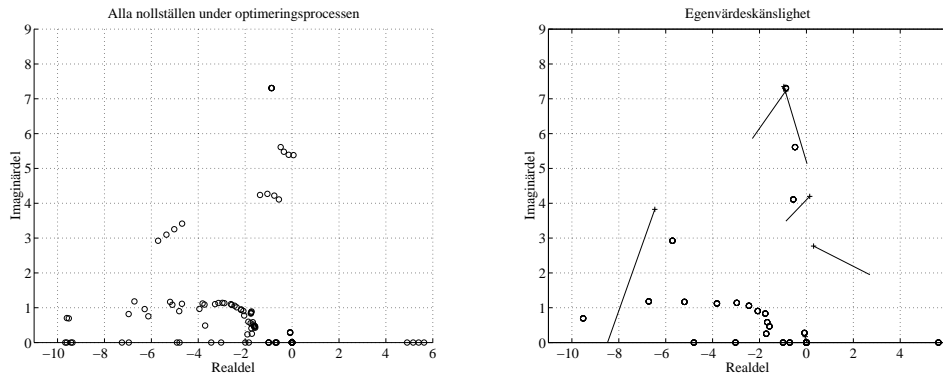
Tabell 7.15 Nollställeskänsligheter.

Försök görs att förflytta nollställe 3 mot ökande dämpning. Samtidigt som dämpningen för nollställe 3 förbättras, försämras dämpningen för nollställe 2. I figur 7.33 ses nollställesförflyttningarna och egenvärdeskänsligheterna då $u_3 = \omega_3 - 0.5\omega_4 + 2.1\omega_7$.



Figur 7.33 Nollställesförflyttningar och egenvärdeskänslighet.

Nollställe 2 har nu förflyttats in i höger halvplan och optimeringsalgoritmen tillämpas med avseende på detta nollställe. En kompromiss måste göras mellan dämpningen av nollställe 2 och 3 eftersom då dämpningen ökar för nollställe 2 minskar den för nollställe 3. I figur 7.34 syns förflyttningen av nollställe 2 tillbaka in i vänster halvplan och den slutliga egenvärdeskänsligheten då $u_3 = \omega_3 - 0.9\omega_4 + 1.7\omega_7$.



Figur 7.34 Nollställesförflyttningar och egenvärdeskänslighet.

På grund av nollstället på den reella axeln i $\lambda^z = 5.63$ som tenderar att attrahera polerna, kan inte systemet stabiliseras med denna styrlagen.

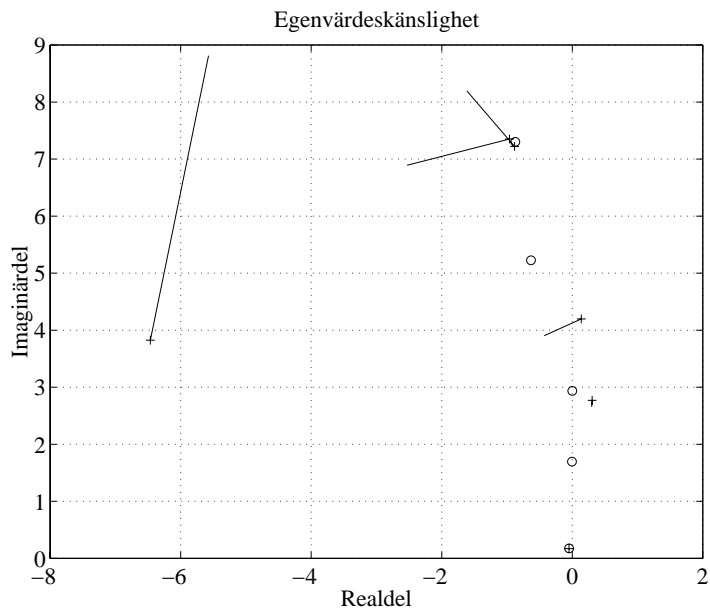
Det syns tydligt i detta exempel, om jämförelse görs med exempel 7.6, att egenvärdeskänsligheten för de lokala moderna 1 och 2 blir mycket högre om PSS:en sitter på generator 3 istället för på generator 4. Detta beror på att styrbarheten för mod 1 och 2 är mycket större för magnetiseringsspänningen på generator 3 än på generator 4.

Exempel 7.9

Som globala mätsignaler används i detta exempel istället för generatorernas aktiva effekt, och styrlagen som undersöks blir här $u_3 = \alpha_3 P_3 + \alpha_4 P_4 + \alpha_7 P_7$. Utgående från $\alpha_3 = 1$ och $\alpha_4 = \alpha_7 = 0$ fås nollställena enligt tabell 7.16, vilka också finns presenterade i figur 7.35. Nollställeskänsligheterna finns redovisade i tabell 7.17.

Nollställen	
1	$-0.8723 \pm 7.3015i$
2	$-0.6331 \pm 5.2238i$
3	$0.0009 \pm 2.9368i$
4	$-0.0053 \pm 1.6975i$
5	$-0.0500 \pm 0.1756i$

Tabell 7.16 Nollställen.

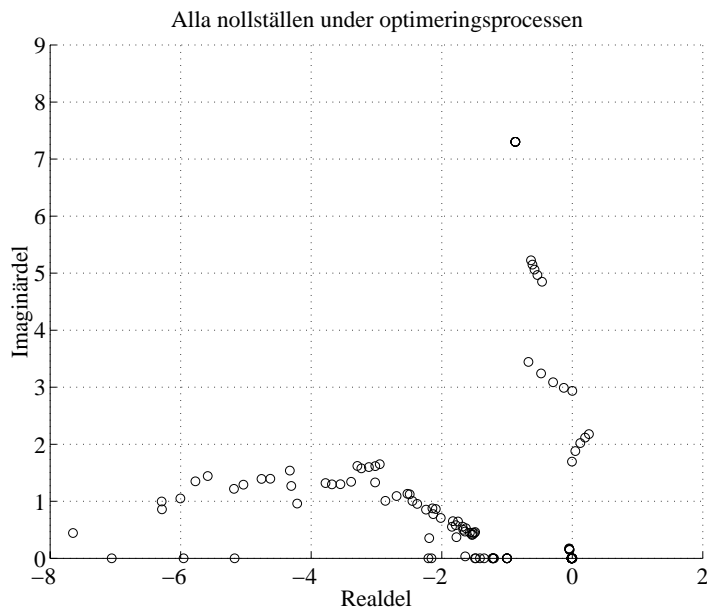


Figur 7.35 Nollställen och nollställeskänslighet.

Nollställe	$d\lambda/d\alpha_4$	$d\lambda/d\alpha_7$
1	0	0
2	$0.12e^{-j90^\circ}$	$0.60e^{-j71^\circ}$
3	$0.36e^{-j168^\circ}$	$0.90e^{j148^\circ}$
4	$1.03e^{j87^\circ}$	$1.01e^{j69^\circ}$
5	$0.01e^{j120^\circ}$	$0.13e^{-j69^\circ}$

Tabell 7.17 Nollställeskänsligheter.

I figur 7.35 ses att det finns två nollställen nära den imaginära axeln. Placering av nollställe 3 leder till nollställesförflyttningar enligt figur 7.36.



Figur 7.36 Nollställesförflyttningar.

Flyttning av nollställe 3 mot bättre dämpning leder till att nollställe 4 flyttas in i höger halvplan. Vid försök att flytta tillbaka nollställe 4 in i vänster halvplan återgår nollställena till utgångsläget i figur 7.35. Detta visar att det inte är möjligt, att med styrlagen $u_3 = \alpha_3 P_3 + \alpha_4 P_4 + \alpha_7 P_7$, få alla nollställen placerade i vänster halvplan.

7.4 Tidsimulering

För att undersöka styrlagen som togs fram i exempel 7.6 görs en simulering av systemet i EUROSTAG då en PSS placerats på generator 4. PSS:ens utsignal är begränsad mellan ± 0.05 , har förstärkningen $K = 4$ och faskompensering enligt figur 7.11. Detta ger en PSS som har formen

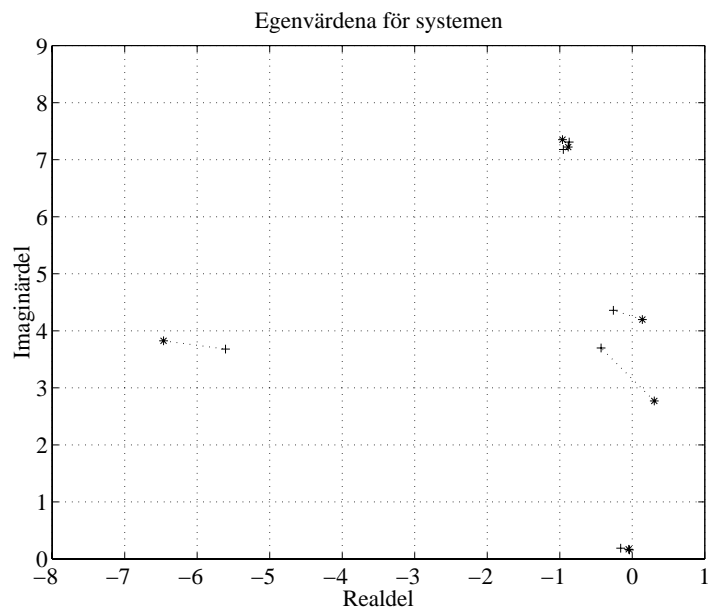
$$H(s) = 4 \cdot \frac{5s}{1+5s} \cdot \frac{(1+0.3s)^2}{(1+0.5s)(1+0.01s)} \quad (7.17)$$

Det reglerade systemet linjäriseras i EUROSTAG och genom uppdelning i moder fås moderna enligt tabell 7.18.

Mod	Egenvärde	Frekvens (rad/s)	Relativ dämpning
1	$-104.76 \pm 395.30i$	408.9500	0.2562
2	$-0.8692 \pm 7.3143i$	7.3658	0.1180
3	$-0.9489 \pm 7.1782i$	7.2407	0.1311
4	$-5.6122 \pm 3.6821i$	6.7122	0.8361
5	$-0.2580 \pm 4.3624i$	4.3700	0.0590
6	$-0.4282 \pm 3.7026i$	3.7272	0.1149
7	$-0.1611 \pm 0.1850i$	0.2453	0.6566
8	$-0.0367 \pm 0.1647i$	0.1688	0.2175

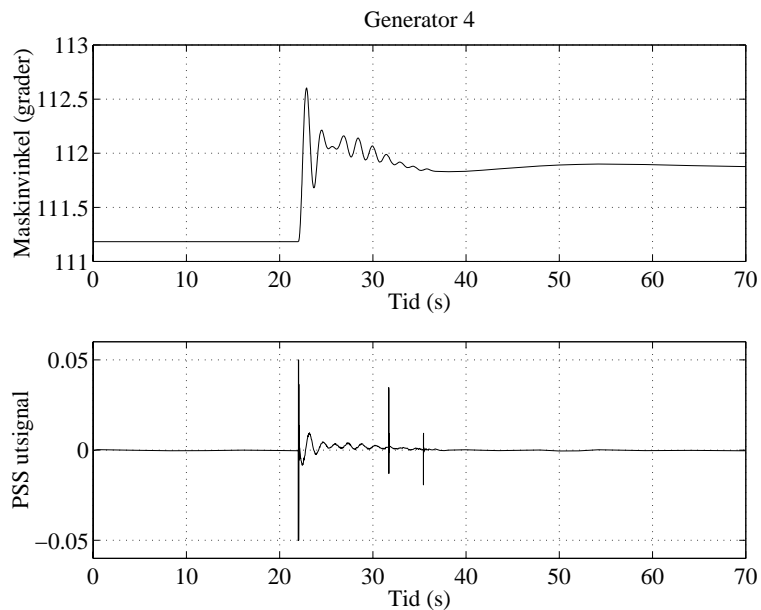
Tabell 7.18 Det reglerade systemets moder.

I tabell 7.18 ses att alla egenvärden har negativ realdel och systemet är därför stabilt. Egenvärdena före och efter regleringen finns i figur 7.37. Egenvärde 1 för det reglerade systemet finns ej med i figuren.



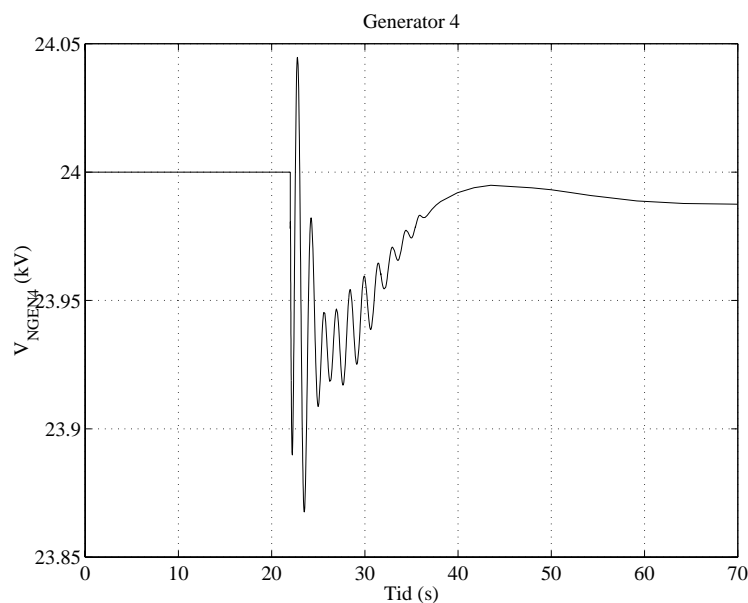
Figur 7.37 Egenvärdena för det oregerade (*) och det reglerade(+) systemet.

En tidsimulering av systemet finns redovisad i figur 7.38. För att excitera moderna i systemet anbringas vid tiden 22 s en störning i form av en transient trefasig kortslutning på mitten av ledning N5 – N2.



Figur 7.38 Simulering av det reglerade systemet.

Frekvensen på svängningen som syns i figuren är ungefär 0.7 Hz eller 4.4 rad/s, vilket innebär att det är mod nummer 5 i tabell 7.18 som syns. Utsignalen från PSS:en har måttlig amplitud bortsett från ett par spikar vid tidpunkterna 22 s, 31.7 s och 35.4 s. Tidsimuleringen bekräftar att PSS:en, designad från det linjäriserade systemet, verkligen stabiliserar systemet. I figur 7.39 finns spänningen på generatorbuss NGEN4 presenterad.



Figur 7.39 Spänningen på generatorbuss NGEN4.

Figur 7.39 visar att spänningen på generatorbussen varierar med mindre än 0.6% under regleringen.

7.5 Sammanfattning

Mätsignalers inverkan på egenvärdeskänsligheten

I kapitel 7.1 beskrivs hur valet av styrlag kan baseras på egenvärdeskänsligheten för moderna. Det som måste beaktas är att egenvärdeskänsligheten bara anger den inledande polförflyttningen vid återkopplingen, och för att se de verkliga polförflyttningarna måste rotorter ritas. Metoden inriktar sig endast på en mod vilket medför att de resterande modernas uppförande kan bli försämrade vid användning av den föreslagna styrlagen. Genom lite funderande och lämpligt val av styrlag kunde i vissa fall flera moders egenvärdeskänslighet påverkas till det bättre men det var inte säkert att det gick i andra fall. Metoden tar inte heller hänsyn till nollställena, och finns där besvärliga nollställena kommer de förmodligen att ställa till med problem oavsett vilken styrlag som används.

Den praktiska användbarheten i metoden kan tyckas väldigt begränsad. Avsnittet belyser dock att olika val av mätsignaler och styrlag kommer att påverka systemets polförflyttningar vid reglering och det kan finnas användningsområden. Vanligtvis bestäms riktningen på polförflyttningarna vid reglering med PSS med hjälp av lead-lag filtret i figur 2.5. Om ett system innehåller flera dåligt dämpade moder som ligger nära varandra i frekvens och vars egenvärdeskänsligheter har mycket olika faser för den använda mätsignalen, kan det vara svårt att med dessa filter åstadkomma en fasvridning som fungerar för alla dessa poler. Tillvägagångssättet i exempel 7.2 ovan kan då ge en vägledning för att bestämma en mätsignal som ger egenvärdeskänsligheterna för moderna liknande faser, inte nödvändigtvis 180° , för att sedan med lead-lag filterna vrida polförflyttningarna rätt. Problemet med nollställena nära de dåligt dämpade polerna kommer dock ej att lösas.

Förflyttning av nollställena med en PSZC

Uppgiften för en PSS är att tillföra dämpning till dåligt dämpade moder. Den dämpning som kan tillföras genom reglering av PSS:en begränsas då det finns nollställena nära de dåligt dämpade egenvärdena. För omplacering av dessa nollställena kan en PSZC användas. En PSZC är en PSS som designas främst för placering av nollställena istället för poler.

Designmetoden för PSZC:en är den samma som för en vanlig PSS, med skillnaden att modalanalysen genomförs med avseende på nollställena istället för poler. Genom insikten att i ett system som återkopplas med hög förstärkning kommer systemets poler att sammanfalla med de öppna systemets nollställena kan modalanalys av nollställena genomföras med samma metoder som för polerna. Designen av PSZC:en kan sedan baseras på känslighetsanalys av nollställena.

För att kunna tillämpa metoden måste den dämpande PSS:ens mätsignaler först bestämmas och med detta följer också de nollställena som finns i reglerloopen. Valet av

mättsignal till PSS:en kan genom modalanalys baseras på känslighet för moderna i systemet. I exempel 7.3 visade det sig att egenskaperna för poler som ligger nära ett nollställe som omplaceras ändras kraftigt då PSZC:en kopplas in. Mest hänsyn vid val av mättsignal till PSS:en bör alltså tas till känsligheten för de poler som inte har något närliggande nollställe som skall omplaceras.

Valet av placeringen för PSZC:en baseras på styrbarheten av nollställena. Valet av mättsignal kan i vissa fall kräva lite eftertanke. Om endast *ett* nollställe skall förflyttas kan exempelvis metoden i kapitel 7.1 användas, förutsatt att polernas placering inte försämras för mycket. Finns det behov att omplacera flera nollställen kan det vara svårt att hitta en mättsignal som medför att alla nollställen kan flyttas till en acceptabel placering, det är kanske inte ens möjligt med en PSZC utan flera måste användas. Införandet av en PSZC kommer dessutom att påverka systemets poler. Valet av mättsignal kommer att avgöra till vilken grad de olika moderna kommer att påverkas. Om en mättsignal från en generator som medverkar starkt i några lokala moder används kommer PSZC:en också att påverka dessa moder. Det kan alltså vara en god ide att använda signaler från generatorer som främst medverkar i de dåligt dämpade moderna (Jämför känsligheterna i figur 7.8 och 7.14). Klart är att en analys av egenvärdespåverkan behöver genomföras vid designen av PSZC:en.

Olika signalers inverkan på nollställena

Valet av mättsignal kommer att påverka nollställenas placering. Om tillgång finns till flera olika mätsignaler finns möjlighet att välja en mättsignal som ger nollställena fördelaktiga placeringar jämfört med om endast en mätsignal finns att tillgå. Om mätsignalerna som finns att tillgå är globala, det vill säga mätsignalerna kan tas från en annan plats i kraftnätet, finns möjligheten att en lämplig syntes av mätsignaler kan ge den totala mätsignalen fördelaktiga egenskaper. Målet med syntesen av mättsignal är att placera nollställena så långt bort som möjligt från polernas placeringar och in i vänster halvplan. Detta skulle medföra större möjligheter att uppnå en reglering som kan förbättra modernas dämpning. I kapitel 7.3 har en metod för placering av nollställena undersökts och nollställenas beroende på syntesen av mätsignaler har studerats. Metoden bygger på modalanalys av nollställena och dess känsligheter. I avsnittets exempel undersöks PSS-placeringar på generator 3 respektive 4, och hur syntesen av mätsignalen till PSS:erna kommer att påverka nollställesplaceringarna för reglerloopen. Målet med regleringen är att stabilisera de båda instabila moderna 4 och 5.

Undersökningen av de olika PSS-placeringarna visar på att en PSS placerad på generator 4 ger bättre möjligheter för stabilisering av de instabila moderna än en PSS på generator 3. Placeringen av PSS:en på generator 4 innebär också att egenvärdena till de lokala moderna 1 och 2 påverkas mindre vid regleringen än då PSS:en placeras på generator 3. Detta är naturligt eftersom generator 4 inte medverkar i dessa moder och därför har en låg styrbarhet för dessa moder.

Vissa försök att jämföra de globala storheterna: derivatan av generatorbussspänningarnas fasvinkel och generatorernas aktiva effekt, i fråga om möjligheter att placera nollställena,

har också gjorts. De olika exemplerna i avsnittet påvisar att användning av derivatan av generatorbussspänningarnas fasvinkel som globala signaler ger färre nollställen placerade i närheten av egenvärdena för de systemvida moderna, än vid användning av generatorernas aktiva effekt. Detta innebär ett bättre utgångsläge för att kunna uppnå ökad dämpning av systemets moder eftersom färre nollställen måste omplaceras. Mätstorheten uppvisar dock en tendens att ge reglerloopen ett nollställe på den positiva reella axeln, vilket ger en försämrad effekt på systemets synkroniserings moment. Då en PSS på generator 3 används för att stabilisera de instabila moderna är det detta nollställe som gör att systemet inte kan stabiliseras.

8 Störningar i kommunikationen

I alla system där avlägsna signaler används måste eventuella fördröjningar vid transmissionen tas med i beräkningarna. Skall signalerna sedan vidare behandlas för att exempelvis användas vid reglering i realtid måste även denna tidsfördröjning beaktas. Vid design av regulatorer är det därför viktigt att vara på det klara med hur pass stora tidsfördröjningar som kan förekomma vid transmission och behandling av signaler, för att kunna utvärdera dess effekter på regleringen.

I detta kapitel kommer påverkan av tidsfördröjningar i de globala signalerna till PSS:erna att undersökas. Tillfälliga och permanenta störningar i kommunikationen kommer också att beröras.

8.1 Inverkan av fördröjningar i kommunikation

Om exemplet med PMU:er som på olika ställen i kraftnätet mäter spänning och fasvinkel åter betraktas, kan vissa på gränser tidsfördröjningar anses som rimliga. Antag att mätningarna från PMU:erna är de globala mätsignalerna som har använts vid syntes av en mätsignal till PSS:erna i kapitel 7. En samplingsfrekvensen för PMU:erna på minst 10 Hz, vilket innebär att minst 10 nya mätvärden per sekund levereras till reglerkretsen, kan anses rimlig. Detta medför att tiden för transmission och signalbehandling, innan signalen måste vara färdig för att användas vid regleringen, högst får vara 0.1s.

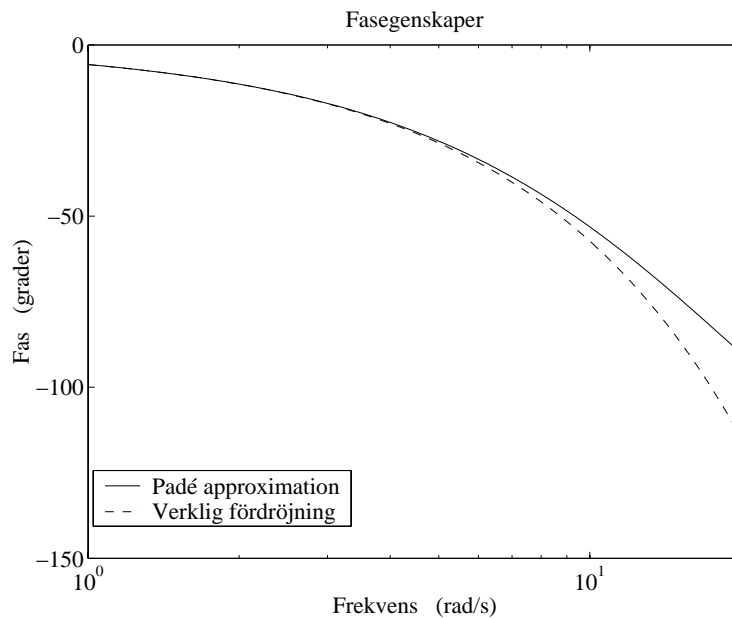
För att undersöka hur tidsfördröjningar hos mätsignaler till en PSS påverkar dess egenskaper, antas här utgångspunkten att en PSS, placerad på generator 4, skall stabilisera de instabila moderna 4 och 5. För att kunna jämföra med exempel 7.6, som uppnådde bäst resultat utan tidsfördröjningar i signalerna, antas att en styrlag på formen (8.1) skall användas.

$$u_4 = \omega_4 + \alpha_3 \omega_3 + \alpha_7 \omega_7 \quad (8.1)$$

Tidsfördröjningar i de olika mätsignalerna införs genom första ordningens så kallade *Padé approximationer*. Padé approximationerna innebär att filter enligt (8.2) sätts i signalvägarna.

$$G(s) = \frac{1 - \frac{T_d}{2}s}{1 + \frac{T_d}{2}s} \quad (8.2)$$

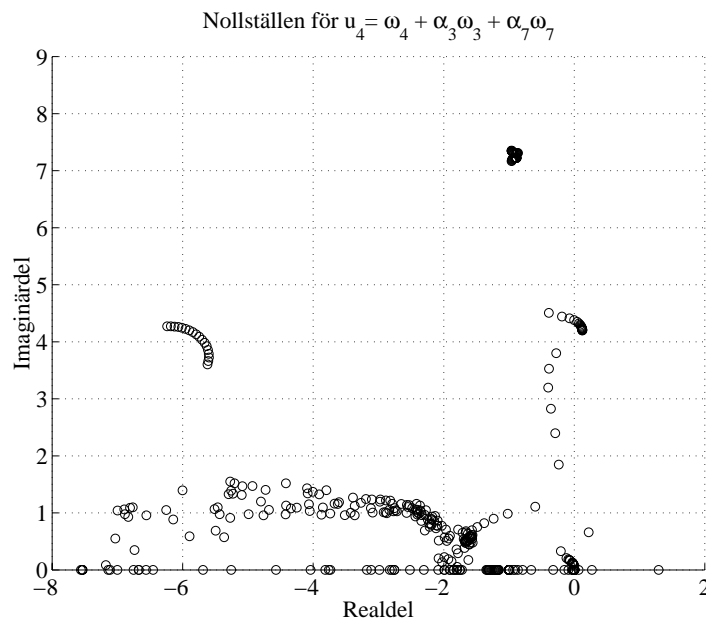
En tidsfördröjning på T_d s i en signal med perioden T motsvarar en fasförskjutning på $-2\pi(T_d/T)$ radianer. Som jämförelse finns i figur 8.1 fasegenskaperna för en verklig tidsfördröjning och för Padé approximationen presenterade.



Figur 8.1 Fasegenskaper för en tidsfördröjning och för Padé approximationen.

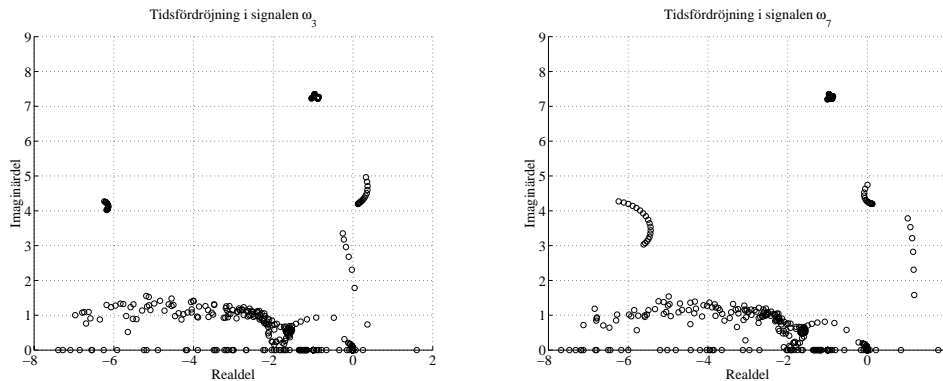
I figur 8.1 syns att approximationens fasegenskaper beskriver den verkliga tidsfördröjningens fasegenskaper väl upp till i alla fall $\omega = 10$ rad/s. Approximationen har förstärkningen 1 för alla frekvenser.

Som referens finns nollställesförflyttningarna då α_3 och α_7 ökar linjärt från 0 till 1.2 respektive 1.7 i styrlagen (8.1) visade i figur 8.2.



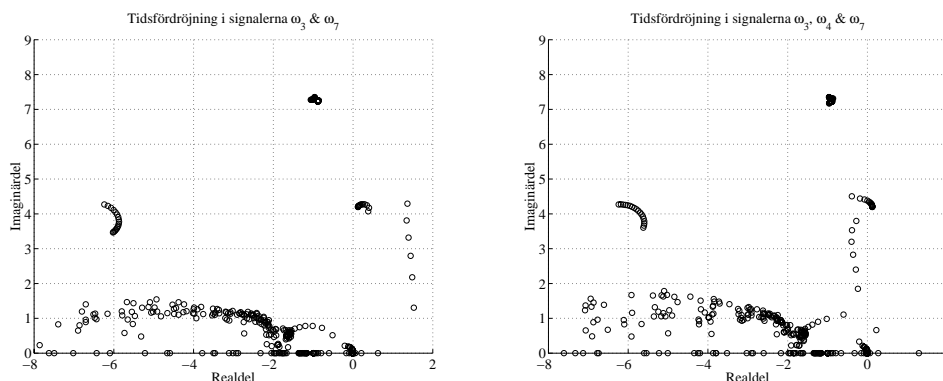
Figur 8.2 Nollställesförflyttningar utan fördröjningar i signalerna.

Tidsfördröjningar av mätsignaler infördes i systemet. Först studerades hur nollställesförflyttningarna påverkades av en tidsfördröjning på 0.1s av signalen ω_3 och sedan av signalen ω_7 . Resultaten av dessa fördröjningar finns i figur 8.3.



Figur 8.3 Nollställesförflyttningar vid fördröjningar i mätsignaler.

I figur 8.3 ovan ses att en fördröjning på 0.1s av någon av mätsignalerna ω_3 respektive ω_7 påverkar nollställesförflyttningarna så att ett nollställe, i styrlagen $u_4 = \omega_4 + 1.2\omega_3 + 1.7\omega_7$ finns i höger halvplan nära de instabila moderna. Detta visar att tidsfördröjningar i tidssignalerna skulle vara förödande för PSS:en som togs fram i exempel 7.6. Ändringen i nollställes placering skulle förstöra stabiliseringen av systemet som uppnåddes med den valda styrlagen. I figur 8.4 finns nollställesförflyttningarna då både ω_3 och ω_7 är fördröjda 0.1s i tiden respektive då alla ingående mätsignalerna är fördröjda samma tid, 0.1s.

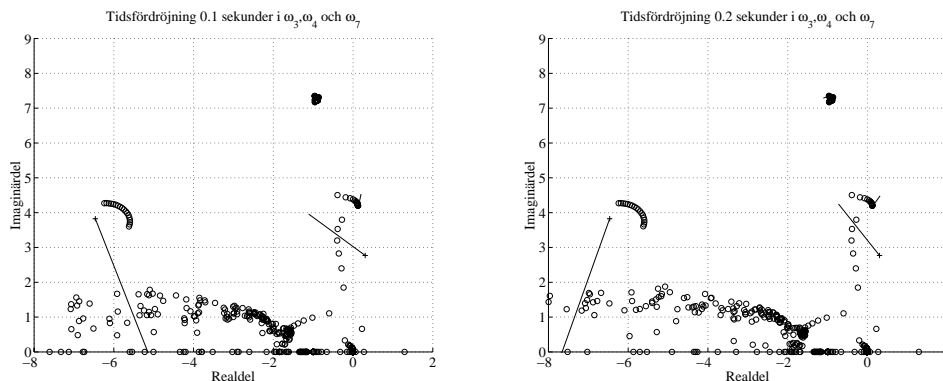


Figur 8.4 Nollställesförflyttningar vid fördröjningar i mätsignaler.

Då både ω_3 och ω_7 är fördröjda fås ännu sämre resultat än då en av dem var fördröjda. Den högra av figurerna i figur 8.4 visar dock något mycket intressant. Då alla mätsignaler som ingår i mätsignalen till PSS:en har samma tidsfördröjning blir de slutliga nollställesplaceringarna nästan identiska med placeringarna utan fördröjning i signalerna. Det visar sig att längre fördröjningar än 0.1s i alla tre signalerna, påverkar polernas dynamik måttligt men inte nollställes placeringar. Om, i praktiken, olika tidsfördröjningar finns beroende på olika transportsträckor för de olika mätsignalerna,

kan detta lösas genom att se till att alla ingående mätsignaler får samma fördröjning. Det borde inte, med dagens tidsdiskreta regulatorer, innebära något större problem att vänta med att bestämma och lägga ut styrsignalen tills alla aktuella mätsignaler finns tillgängliga och de nödvändiga beräkningarna är genomförda. I figur 8.5 finns nollställesförflyttningarna när tidsfördröjningen är 0.1s respektive 0.2s.

Egenvärdes känsligheterna för styrlagen $u_4 = \omega_4 + 1.2\omega_3 + 1.7\omega_7$ med de respektive fördröjningarna i signalerna finns också representerade som vektorer från polerna.



Figur 8.5 Nollställesförflyttningar och slutliga egenvärdes känsligheter då tidsfördröjningen är 0.1s respektive 0.2s.

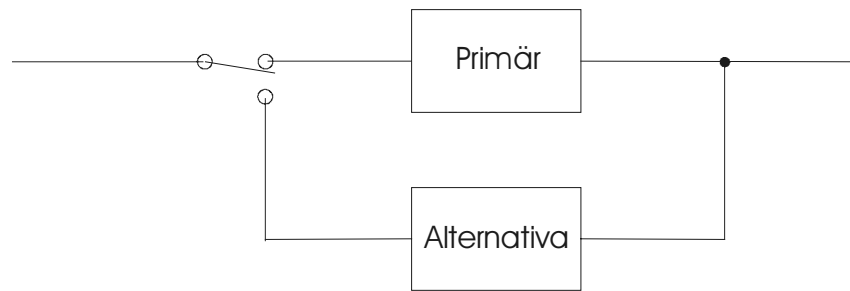
För litteratur som berör tidsfördröjningar i kommunikation se exempelvis [HadjSaïd et al. 2000] eller [Chow et al. 2000].

8.2 Inverkan av kommunikationsbortfall

Vid användning av de globala signalerna finns risk för kommunikationsbortfall. Om avbrott i kommunikationen inträffar måste åtgärder finnas tillgängliga. Kommunikationsstörningar delas här in i tillfälliga och permanenta. Tillfälliga störningar kan exempelvis vara ett korrupt värde från en av PMU:erna eller ett kommunikationsavbrott som kommer inte varar längre än några sampel. Permanenta avbrott i kommunikationen innebär att en eller flera av mätsignalerna faller bort och för att få igång kommunikationen igen krävs tidskrävande åtgärder, från en operatör eller automatiska.

Permanent bortfall

Om störningen i kommunikationen är permanent kommer PSS:ens funktion att helt sättas ur spel under en lång tid. Ett sätt att klara av dessa störningar är att, förutom den primära PSS:en, ha alternativa PSS-strukturer implementerade och på detta sätt få en struktur enligt figur 8.6.



Figur 8.6 PSS-struktur med primär och alternativ design.

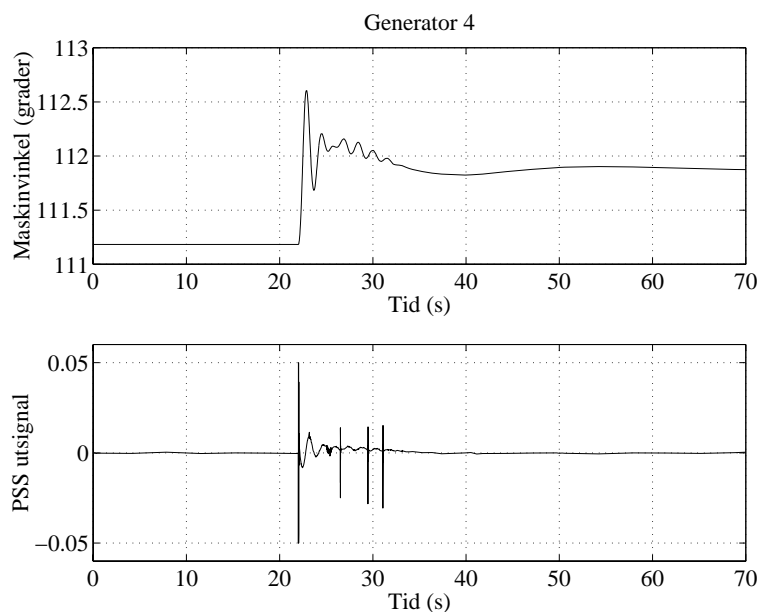
Vid detektering av en permanent störning kopplas PSS:en om för att använda en alternativ design istället för den primära. Om en styrlag enligt ekvation 8.1 används och störningen endast påverkar en av signalerna kan en alternativ PSS-design, optimerad för reglering med endast de två kvarvarande signalerna, kopplas in. För att klara av denna struktur på PSS:en krävs en dator i förbindelse med regleringen som tar hand om detektering av fel samt val av PSS-design. I datorns minne måste alltså också de alternativa PSS-designerna finnas färdiga. För ytterligare information om bortfall av kommunikation se exempelvis [Feuillet et al. 2000]

Tillfälligt bortfall

Om fördröjningen i någon av signalerna är längre än ett samplingsintervall eller om ett mätvärde är korrupt, kan detta betraktas som en temporär störning i kommunikationen. Med tanke på de studerade pendlingsarna låga frekvens i förhållande till samplingsfrekvensen för PMU:erna, och troligen också samplingsfrekvensen för regulatorn, ger en felaktig styrsignal, under ett sampel, från regulatorn upphov till en mycket liten felaktig påverkan på systemet. Det är viktigt att ha någon form av feldetektering som varnar när kommunikationen ligger nere eller när ett mätvärde verkar felaktigt. Om bara ett mätvärde är korrupt är det onödigt att koppla in den alternativa PSS-designen, för att i nästa sampel kunna kopplas in igen. Feldetekteringen kan exempelvis innehålla en första ordningens interpolering av mätsignalerna som då baseras på dess föregående värde och derivata. Vid för stor skillnad mellan det förväntade och det nya mätvärdet kan ett korrupt värde misstänkas.

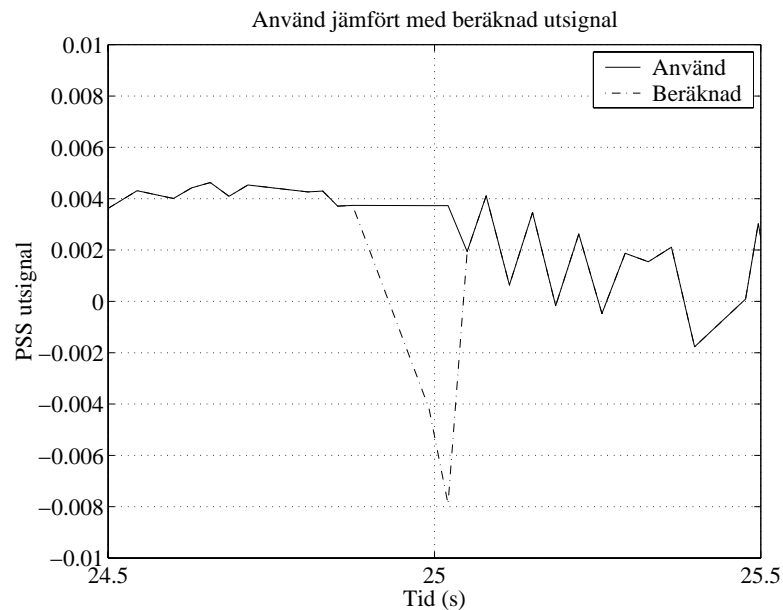
En undersökning av hur länge PSS:en klarar av att hålla systemets uppförande under kontroll utan att ha tillgång till de rätta mätvärdena har genomförts genom att simulera uppehåll i kommunikationen. Lite olika strategier vid detektering av bortfall i kommunikationen är möjliga. Ett alternativ vore att helt enkelt att koppla ur hela PSS:en och ge en styrsignal lika med noll tills kommunikationen kommer igång igen. Ett annat alternativ vore att med en håll-krets hålla PSS:ens senaste värde på utgången. Hur länge systemet klarar sig med den felaktiga PSS-signalen beror helt på när avbrottet inträffar. Om avbrottet inträffar just då det krävs en stor amplitud på PSS-signalen för att stabilisera systemet är kommunikationsavbrottets utsträckning i tiden kritisk. Om däremot PSS-signalen är måttlig då avbrottet sker klarar systemet av att få denna felaktiga styrsignal under en längre tid.

Simuleringar av olika långa kommunikationsavbrott genomfördes med strategierna att koppla bort PSS-signalen respektive att hålla utsignalen konstant vid det senaste värdet. För att excitera moderna i systemet anbringas vid tiden 22 s en störning i form av en transient trefasig kortslutning på mitten av ledning N5 – N2. Den PSS som designades i exempel 7.6, och som är beskriven i ekvation 7.17, användes under simuleringarna på generator 4. PSS:ens utsignal är begränsad mellan ± 0.05 . I figur 8.7 visas uppförandet då ett kommunikationsavbrott på 0.1s inträffar vid tiden 24.95s. Vid avbrottet hålls PSS:ens utsignal konstant vid värdet som var vid tiden för avbrottet.



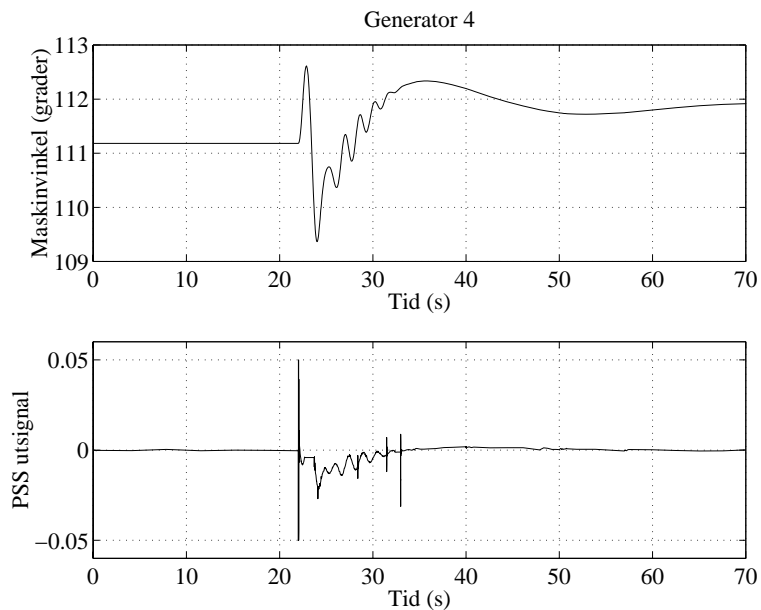
Figur 8.7 Uppförande vid kommunikationsavbrott med håll-krets på utsignal.

I figur 8.7 ovan syns inte att PSS-signalen hölls konstant under avbrottet. I figur 8.8 finns därför en förstoring av PSS-signalen vid en liten tid runt tiden för avbrottet. I figuren visas också den PSS-signal som under tiden räknas ut genom användning av formeln i ekvation 7.17. Märk att den beräknade PSS-signalen beräknas under tiden som strategin med håll-kretsen används. Den beräknade signalen är därför *inte* den som skulle använts vid drift utan kommunikationsbortfall.

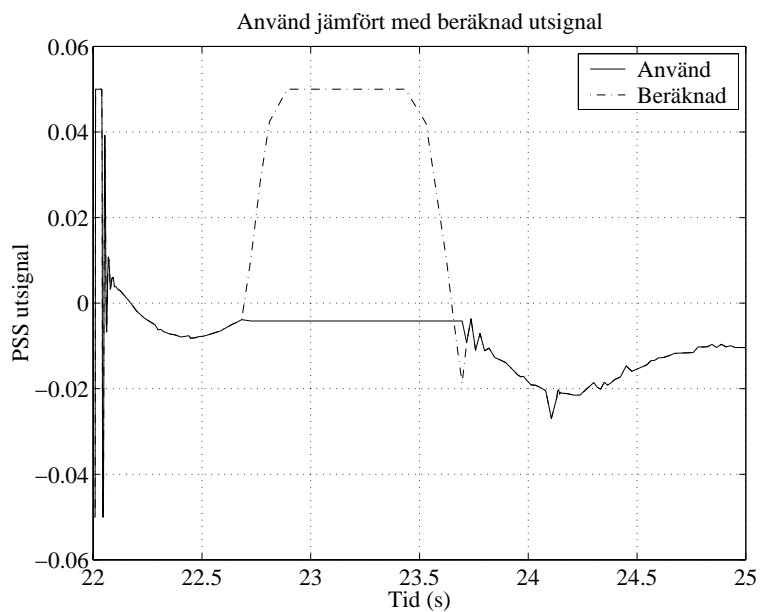


Figur 8.8 Den använda PSS-signalen och den enligt (7.17) beräknade.

Som synes i figur 8.8 ovan gör 0.1 sekunders avbrott i kommunikationen och strategin med håll-kretsen ingen större skillnad i systemets uppförande. Om bortfallet av kommunikationen blir längre än ett sampel kommer systemets uppförande att försämrans märkbart vid användning av håll-kretsen eller nollställning av PSS-signal. Simuleringar med relativt långt kommunikationsbortfall genomfördes med tillämpning av båda de nämnda strategierna. I figur 8.9 finns maskinvinkeln för generator 4 och PSS-signalen då ett avbrott i kommunikationen på 1.0s inträffar vid 22.7s. Under kommunikationsavbrottet hålls PSS-signalen konstant vid värdet som var vid avbrottstillfället. I figur 8.10 finns en förstoring av den använda PSS-signalen och den beräknade.

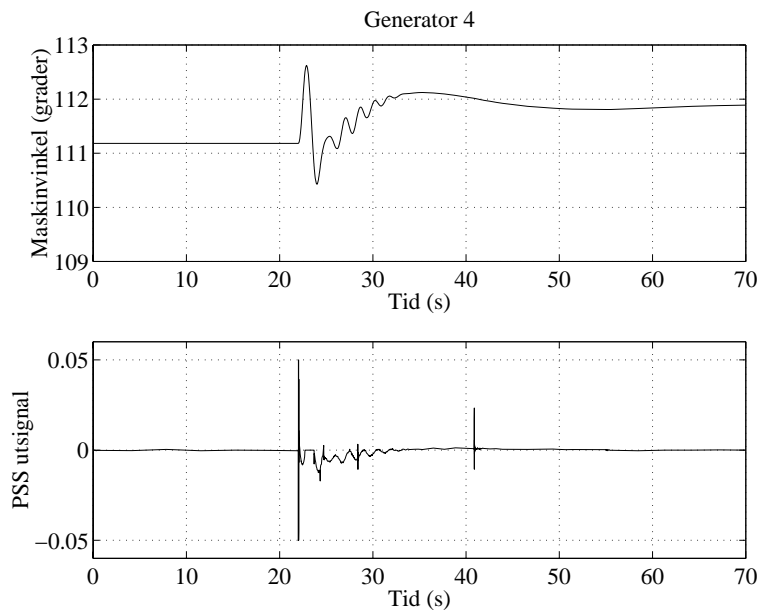


Figur 8.9 Maskinvinkeln för generator 4 och PSS-signalen.

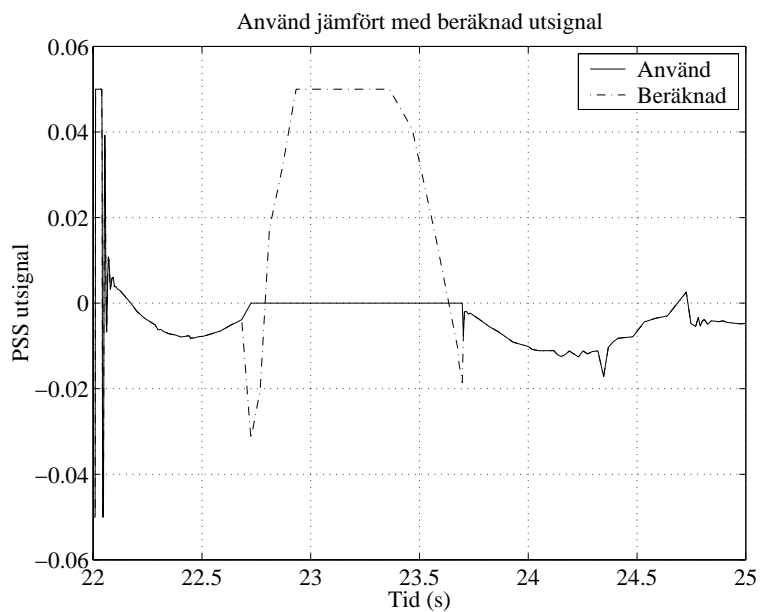


Figur 8.10 Använd och, enligt (7.17), beräknad PSS-signal.

I figur 8.9 och 8.10 syns att kommunikationsbortfallet får märkbar effekt, både i maskinvinkeln för generator 4 och i jämförelsen mellan den använda och den beräknade signalen. Om PSS-signalen istället sätts till noll under avbrottet blir simuleringsresultaten enligt figur 8.11 och 8.12.



Figur 8.11 Maskinvinkeln för generator 4 och PSS-signalen.



Figur 8.12 Använd och, enligt (7.17), beräknad PSS-signal.

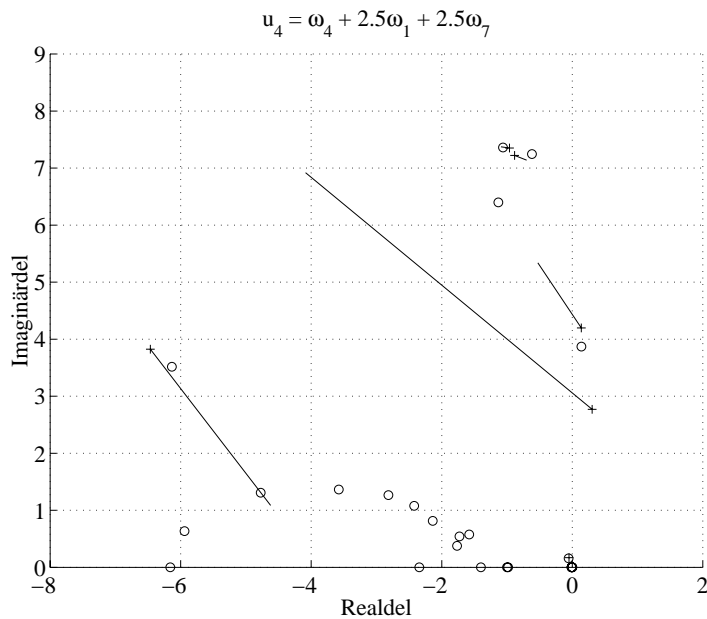
Strategierna att hålla signalen konstant under avbrottet, antingen vid PSS:ens värde vid avbrottsstillfället eller vid värdet noll, innebär ungefär samma sak. Vilken strategi som ger bäst resultat beror på PSS:ens arbetspunkt. Vid jämförelse mellan figur 8.10 och 8.12 ses att i detta fallet ger nollställning av PSS-signalen bäst resultat. Genom att studera kurvorna för PSS-signalerna kan detta förklaras med följande resonemang: Om PSS-signalen är negativ och derivatan av samma signal är positiv kommer nollställning av PSS-signalen att vara att föredra framför håll-kretsen. Detta eftersom PSS-signalen är

negativ men skall öka. Om PSS-signalen och dess derivatan båda är negativa tyder detta på att kvarhållning av signalen under avbrottet är att föredra framför nollställning. Detta beror på att en negativ, och egentligen minskande, PSS-signal skall användas. Analoga resonemang för positiva PSS-signaler gäller likaså.

Hur länge en tillfällig störning kan behandlas som tillfällig och inte som en permanent störning, beror också på PSS:ens arbetspunkt. Om PSS-signalens derivata är stor tyder detta på att stora ändringar i signalen behövs för att tillgodose stabilitet. Då duger det inte att hålla PSS-signalen konstant under någon längre tid utan en alternativ design måste snabbt kopplas in. Vid lägre derivata på PSS-signalen kan längre tid tillåtas innan den primära PSS:en byts mot en alternativ. Genom att reflektera över situationen där störningen i kommunikationen inträffar vid stora förändringar i PSS-signalen men precis vid en tidpunkt då derivatan av signalen är låg, inses att beslut om tiden för inkoppling av alternativ design inte enbart kan baseras på signalens derivata. Genom att också hålla PSS-signalens amplitud under uppsikt kan ett bättre beslutsunderlag erhållas. Om PSS-signalens derivata eller amplitud är stor måste en alternativ design kopplas in snabbare än om signalen och dess derivata är liten, vid tillfället för störningar i kommunikationen.

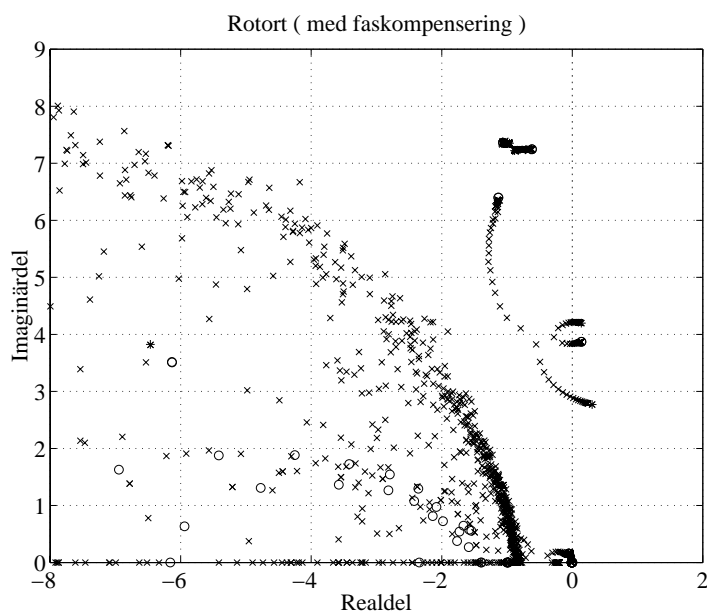
Exempel

För att testa strategin med alternativa PSS-designer genomfördes tidssimuleringar på systemet då en PSS-struktur enligt figur 8.6 antas finnas tillgänglig. Vid simuleringen placeras den PSS som designades i exempel 7.6, och som beskrivs av ekvation 7.17, på generator 4 och utgör den primära PSS-designen. Testsystemet går ej att stabilisera då endast två av de globala mätsignalerna används vid syntesen av mätsignalen till PSS:en. För att studera uppförandet hos systemet vid inkopplandet av alternativa PSS-designer antas att en störning i kommunikationen för ω_3 inträffar och en alternativ PSS måste användas. Mätsignalen till den alternativa PSS:en består av en syntes av de tre mätsignalerna ω_4 , ω_1 och ω_7 . Optimering av nollställesplaceringarna i styrlagen $u_4 = \omega_4 + \alpha_1\omega_1 + \alpha_7\omega_7$ kommer att ge en mätsignal av formen $y = \omega_4 + 2.5\omega_1 + 2.5\omega_7$. Nollställena och egenvärdeskänsligheterna för denna styrlag visas i figur 8.13.



Figur 8.13 Nollställen och egenvärdeskänslighet.

Genom att införa en faskompensering enligt figur 7.11 blir rotorten för styrlagen enligt figur 8.14.



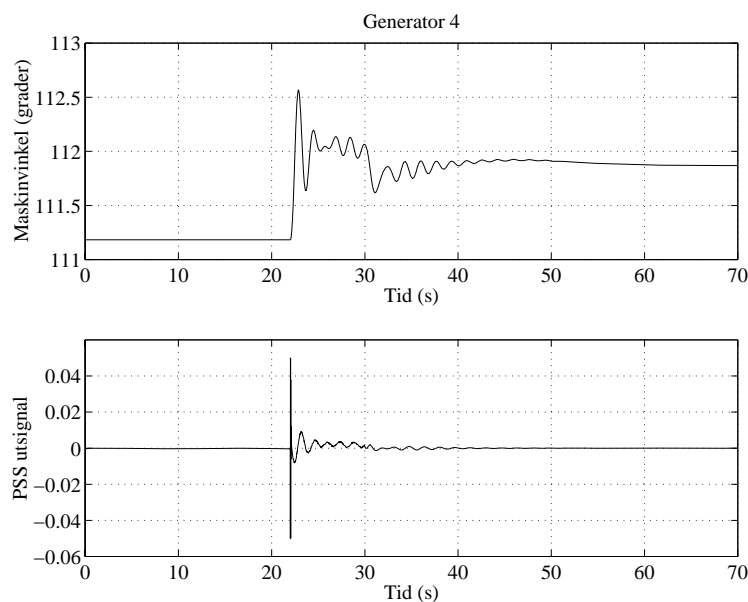
Figur 8.14 Rotort för systemet.

En närmare undersökning leder till att en förstärkning på $K = 0.2$ kommer att ge ett stabilt system. I rotorten ses att denna styrlag kommer att ge ett instabilt system både då K väljs för litet och då det väljs för stort. En regulator som ger en rotort enligt figur 8.14 kan

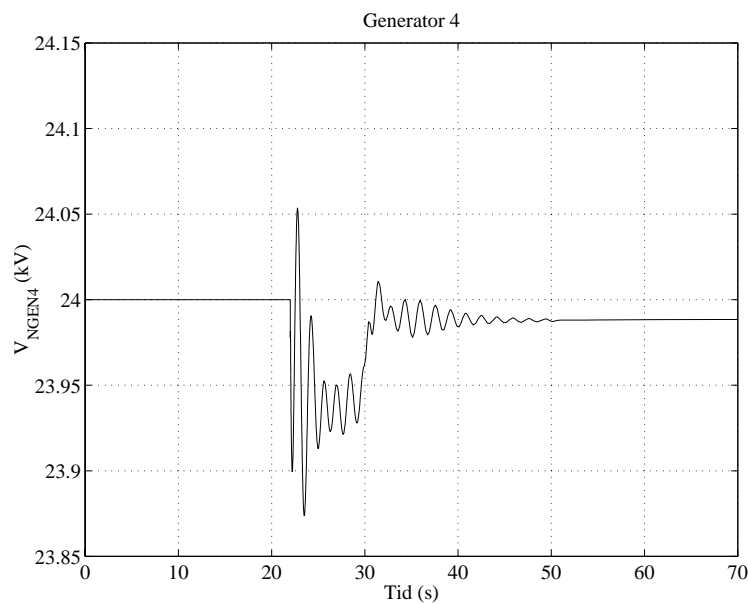
misstänkas vara mindre robust än en som placerar alla nollställen i vänster halvplan. Den alternativa PSS:en blir nu enligt ekvation 8.3.

$$H(s) = 0.2 \cdot \frac{5s}{1+5s} \cdot \frac{(1+0.3s)^2}{(1+0.5s)(1+0.01s)} \quad (8.3)$$

Under simuleringarna anbringas en störning i form av en transient trefasig kortslutning vid tiden 22s för att excitera systemets moder. Vid den första simuleringen antas störningen i kommunikationen för ω_3 inträffa vid tiden 30s. Strategin att nollställa utsignalen från PSS:en vid störningen i kommunikationen används. Efter att störningen i kommunikationen varat i en tidsperiod på 0.4s antas störningen i kommunikationen vara av permanent slag, och den alternativa PSS-designen kopplas in. I figur 8.15 finns resultatet av tidssimuleringen i form av maskinvinkeln för generator 4 och utsignalen från PSS:en. I figur 8.16 finns spänningen på generatorbuss 4 presenterad.



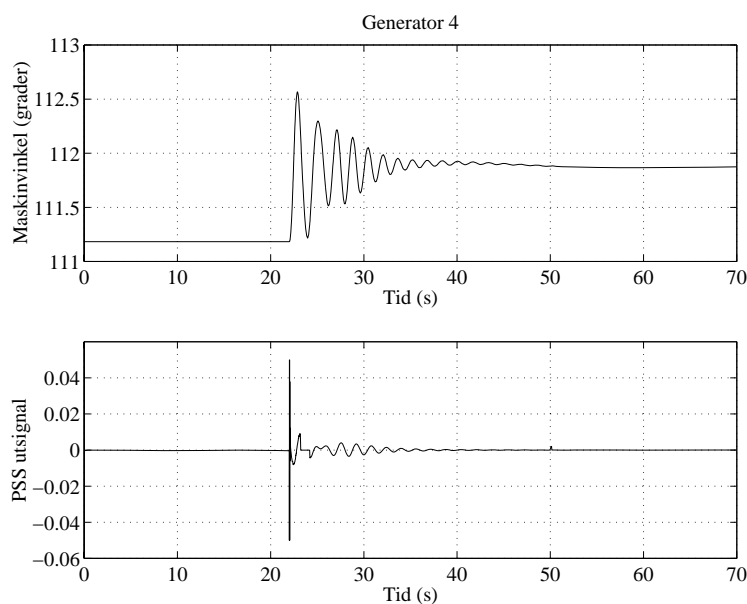
Figur 8.15 Maskinvinkeln för generator 4 samt utsignalen från PSS-en.



Figur 8.16 Spänningen på generatorbuss NGEN4.

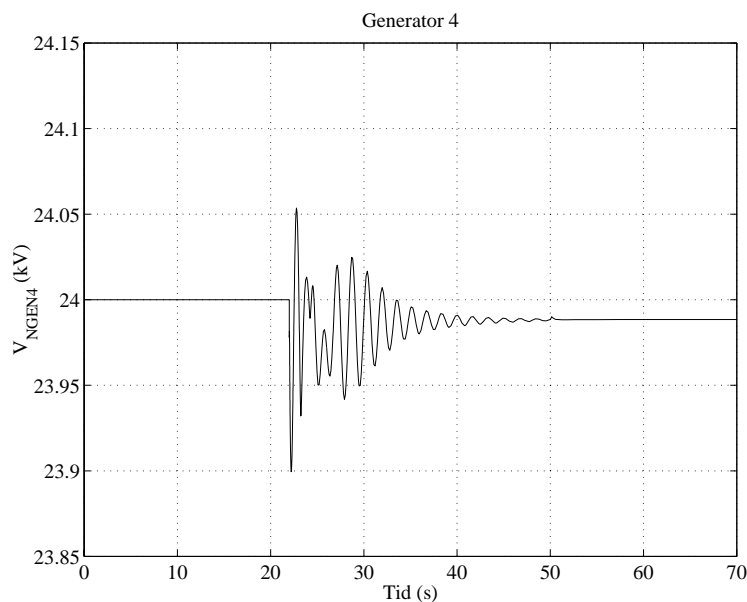
Inverkan av kommunikationsbortfallet syns tydligast i figuren där generatorns maskinvinkel eller spänningen på generatorbussen finns presenterad. PSS-strukturen som användes klarar enligt simuleringen av att ge systemet ett bra uppförande vid störningar i kommunikationen.

För att utsätta strukturen för ett hårdare test genomfördes en simulering då avbrott i kommunikationen för ω_3 inträffade vid tiden 23.2s, då utsignalen på PSS:en har en större amplitud. Samtidigt kopplas inte den alternativa PSS-designen in förrän efter 1.0s. Resultatet av simuleringen finns i figur 8.17.



Figur 8.17 Maskinvinkel för generator 4 och utsignalen från PSS:en.

I figur 8.17 syns att störningen i kommunikationen vid tiden 23.2s ger upphov till ökade pendlingsamplituder. Strukturen med den alternativa PSS-designen klarar dock även nu att hålla systemet i drift. I figur 8.18 finns spänningen på generatorbuss 4 presenterad.



Figur 8.18 Spänningen på generatorbuss NGEN4.

Vid störningar i kommunikationen för ω_3 skulle en alternativ design med en mätsignal på formen $y = \omega_4 + \alpha_7\omega_7$ vara önskvärd. Då detta speciella testsystem inte går att stabilisera

med denna mätsignal har inga simuleringar av detta genomförts. Principen i de genomförda simuleringar är dock densamma.

8.3 Sammanfattning

I avsnittet som behandlade fördröjningar i de olika globala mätsignalerna till PSS:en sågs att fördröjningar i signalerna fick en avgörande betydelse för PSS:ens stabilisering av systemet. Om någon av signalerna som användes vid syntesen av mätsignalen till PSS:en var fördröjd en samplingsperiod, flyttades nollställens placeringar för styrlagen så att en mycket intressant sak framkom dock, nämligen att om alla signaler hade samma fördröjning fick tidsfördröjningen väldigt liten inverkan på nollställens placering. Fördröjningen kommer dock att påverka systemets dynamik något. Detta visades i figur 8.5 där egenvärdeskansligheterna för olika tidsfördröjningar jämfördes. Det viktigaste i fråga om tidsfördröjningar i de globala signalerna är att de globala signalerna har samma fördröjning. Eftersom mätvärdena från PMU:erna är tidsmärkta genom användning av GPS-signalen löses detta problem genom att använda de korrekta mätsignalerna när alla dessa kommit fram till regulatorkretsen.

I frågan om kommunikationsbortfall är det viktigt att ha någon form av detektion både för korrupta mätvärden och för kommunikationsbortfall. I avsnittet föreslås en PSS-struktur som har alternativa designers sparade i ett dataminne och som kan kopplas in vid bortfall i kommunikationen. De alternativa designerna kan använda flera av de globala mätsignalerna, men bör kunna klara av scenariot att all kommunikation är obrukbar. Åtminstone en design som inte beror på kommunikationen av globala signaler är alltså att rekommendera för att inte någon gång stå helt utan PSS.

Uppdelning av störningarna i kommunikationen i permanenta och tillfälliga kan till en början betraktas var för sig. Detta eftersom vid enstaka korrupta mätvärden från någon av PMU:erna är det onödigt att byta ut den primära PSS:en mot en alternativ. Tack vare den snabba samplingshastigheten som PMU:erna och regulatorkretsarna antas ha i förhållande till pendlingarnas frekvens, är det inte kritiskt att ge en något felaktig utsignal från PSS:en under några sampel. Simuleringar har därför genomförts där utsignalen från PSS:en hålls konstant eller sätts till noll vid tillfälliga uppehåll i kommunikationen. Resultaten av dessa simuleringar visar att under korta perioder kan en felaktig utsignal från PSS:en tillåtas. Den kritiska tidsgränsen för hur länge PSS:en kan ge en felaktig signal utan att äventyra generatorns uppförande, kommer att bero på i vilket tillstånd som systemet befinner sig i. Vid en PSS-signal som har stor amplitud eller derivata borde tidsgränsen vara lägre än för måttliga amplituder och derivator. Den algoritm som skall avgöra hur utsignalen från PSS:en skall väljas under tillfälliga kommunikationsbortfall, men också när en alternativ design skall ersätta den primära kan bland baseras på mätningar av PSS-signalens amplitud och derivata. Kravet på den datorkraft som är knuten till den föreslagna strukturen blir alltså att den måste ha minne för alternativa PSS-designer, kontrollera utsignalens amplitud och derivata samt undersöka logiska villkor på dessa.

9 Resultat och slutsatser

9.1 Sammanfattning

I kapitel 6 studerades hur reglering med PSS:er, då endast lokala mätsignaler fanns att tillgå, påverkar de systemvida moderna. Utgångspunkten för PSS-designerna har varit modalanalys av systemet. Systemets olika moder undersöks och begrepp som styrbarhet och observerbarhet av moderna tillämpas för att välja placering av PSS:erna. Slutsatserna som kan dras utgående från analysen i kapitel 6 är att tillgång till enbart lokala mätsignaler verkligen begränsar möjligheterna för en PSS att tillföra dämpning till de systemvida moderna. Det som kommer att begränsa reglermöjligheterna är det faktum att val av PSS-placering också medför att mätsignalen till PSS:en är definierad och det går inte att påverka de nollställen som nu finns i reglerloopen. Speciellt de nollställen som ligger nära den imaginära axeln eller i närheten av något dåligt dämpat egenvärde kommer att begränsa möjligheterna att tillföra dämpning. För testsystemet som studerades i detta arbete krävdes det, beroende på illa placerade nollställen, två PSS:er i systemet för stabilisering. En jämförelse mellan de båda lokala mätstorheterna, aktiv effekt från generatoren och vinkelhastighet, visar att dessa storheter är likvärdiga vad gäller placering av PSS:en. Det vill säga om valet av placering av PSS:en baseras på observerbarhet av moderna i de olika mätstorheterna kommer valet att bli detsamma. Däremot visar det sig att den aktiva effekten har en större absolut observerbarhet, vilket medför att en PSS med aktiv effekt som mätstorhet kommer att kunna ha en mindre förstärkning K och ändå uppnå samma dämpning som en PSS med vinkelhastighet som mätstorheten.

Införandet av globala mätsignaler innebär att mätsignalen för en PSS kan väljas mer fritt. De globala mätsignalerna som studerats är derivatan av generatorbussspänningarnas fasvinkel, kallad ω , och generatorernas aktiva effekt. Tillgängligheten till flera globala mätsignaler ger nya möjligheter att genom syntes av dessa kunna framställa nya mätsignaler med bättre egenskaper, exempelvis fördelaktiga nollställesplaceringar. Det finns metodiska sätt att välja mätsignaler till en PSS, baserade på styrbarhet och observerbarhet, som ger egenvärdeskänsligheter med fördelaktig fas. Begreppet egenvärdeskänsligheter innebär ett mått på den inledande förflyttningen av ett egenvärde definierat av riktning och storlek. Analyserna i rapporten pekar dock på att dessa känsligheter inte räcker för att analysera egenvärdenas beteende vid återkoppling, utan analysen måste utökas med studie av systemets rotorter.

Det mesta arbete som är gjort inom kraftsystemdämpning är inriktat på systemets egenvärden och förflyttningar av dessa. Genom de analyser som genomförts i detta arbete framkommer att det är nollställes placeringar som begränsar reglermöjligheterna av systemet. Rapporten beskriver en metod som medför att samma principer som gäller vid modalanalys av egenvärden också kan tillämpas på nollställen. Metoden bygger på att vid återkoppling med en hög förstärkning går det slutna systemets poler mot det öppna systemets poler. Om en PSS placerats för att öka dämpningen av vissa moder och en mätsignal till denna har bestämts innebär detta att reglerloopens nollställen också är definierade. Genom att först återkoppla med hög förstärkning kan modalanalys av

nollställena i reglerloopen genomföras och en PSZC designas för att flytta nollställena för den dämpande PSS:en. En PSZC (Power System Zero Controller) är här en PSS som designas med målet att förbättra placeringen av den dämpande PSS:ens nollställena. Användning av denna metod visar på att modalanalys med avseende på nollställena fungerar bra och kan användas vid design av en PSZC.

Hur syntesen av mätsignalen till en PSS påverkar nollställena i den egna reglerkretsen är svårare att analysera med den beskrivna metoden. Detta beror på att nollställena inte är definierade förrän mätsignalen är vald och modalanalys av nollställena är därför inte möjlig som designredskap. I rapporten föreslås istället en struktur på en optimeringsalgoritm som utgående från nollställenas dämpning iterativt framställer en mätsignal som flyttar nollställena mot bättre dämpning. För att stabilisera det undersökta testsystemet krävdes en mätsignal till PSS:en bestående av en syntes av tre globala mätsignaler. Med hjälp av optimeringsalgoritmen kunde en mätsignal definieras som placerade alla nollställena i vänster halvplan. Resultaten från analysen av testsystemet tyder på att de systemvida moderna är lättare att reglera vid användning av de globala mätstorheterna ω istället för generatorernas aktiva effekt.

Alla system som innefattar kommunikation av signaler kan råka ut för störningar i denna kommunikation. Därför är det viktigt att studera hur dessa störningar kommer att påverka de reglerkretsar som designats. Vid dämpande reglering är fasen på signalerna av största betydelse. Införandet av fördröjningar i de globala mätsignalerna visar att om en av signalerna är fördröjd i förhållande till de andra signalerna kommer funktionen för den designade reglerkretsen att försämrats kraftigt. Ett intressant resultat visar sig dock vara att om samma tidsfördröjning införs i alla signalerna kommer den inbördes fasen att bevaras och regleringen blir mycket okänslig för den samtida fördröjningen. Nollställenas placeringar kommer att vara oberoende av den gemensamma tidsfördröjningen och dynamiken såsom egenvärdeskänsligheterna kommer att påverkas marginellt.

Inverkan av bortfall i kommunikationen och korrupta mätvärden måste också undersökas då ett system som förlitar sig på kommunikation av mätsignaler. Om de studerade pendlingarna har en låg frekvens i förhållande till samplingshastigheten hos regulatören kan systemet klara en felaktig PSS-signal under ett fåtal sampel. Genom simuleringar har visats att vid korrupta mätvärden eller vid korta tillfälliga bortfall i kommunikationen kan en konstant utsignal från PSS:en användas istället för det ”korrekta värdet”. En gräns för den tidsperiod som signalen kan hållas konstant utan att systemets uppförande äventyras beror på pendlingarnas frekvens och systemets ögonblickliga tillstånd. Om en PSS-signal med hög amplitud eller derivata krävs för stabilisering av systemet kommer den kritiska tidsperioden att vara mindre än om en måttlig PSS-signal behövs. En struktur som, förutom en primär PSS-design, har tillgång till alternativa PSS-designer kan klara bortfall i kommunikationen av mätsignaler använda i den primära designen. Detta gäller om en alternativ design finns som inte använder den signal som har störningar i kommunikationen. Den struktur som föreslås innehåller också en logik som vid kommunikationsbortfall först håller PSS-signalen konstant antingen vid signalens värde vid bortfallsögonblicket eller vid utsignalen noll. Efter en tidsperiod som lämpligen beror på PSS-signalens derivata och amplitud antas kommunikationsbortfallet vara permanent

och en alternativ design kopplas in. Tidssimuleringar av denna struktur visar att den uppför sig som förväntat i det undersökta testsystemet.

9.2 Slutsatser

Genom användandet av globala signaler kan egenskaper för de systemvida pendlingarna i kraftnätet fångas på ett sätt som inte är möjligt vid reglering med endast lokala mätsignaler. De globala signalerna ökar därmed definitivt möjligheterna att med en eller flera PSS:er öka dämpningen för dessa moder. Tillvägagångssättet att inrikta analysen mot placering av nollställen såväl som poler verkar intressanta. Det ger en annan angreppspunkt till problemet att öka dämpning hos de systemvida moderna även om målet, att öka dämpningen för de systemvida moderna, fortfarande är detsamma. Resultaten från försöken att stabilisera testsystemet vid användning av de undersökta mätstorheterna visar på att derivatan av generatorbussspänningarnas fasvinkel bättre fångar de systemvida modernas egenskaper och därför är att föredra framför mätstorheten generatorernas aktiva effekt. Problem med ett nollställe på den positiva reella axeln då fasvinkelskillnader används som mätstorhet verkar dock begränsa reglermöjligheterna.

En god modell av systemet krävs helt säkert för att analyserna skall bli korrekta men eftersom PSS-reglering är ett så kostandseffektivt sätt att öka dämpningen i kraftsystem kan den noggranna analysen av systemet tillåtas innan andra dämpningsmetoder beaktas, exempelvis såsom dyra FACTS. På grund av att lasterna i ett kraftnät inte är konstanta utan varierar, krävs en närmare studie av hur mycket regleringens egenskaper varierar vid olika lastnivåer för att utvärdera hur robust regleringen kommer att bli.

Vidare visar analyserna i denna rapport att den generator som skall utrustas med PSS:en för dämpning av systemvida moder också måste medverka i dessa moder. Om generatorm dessutom medverkar i få andra lokala moder kommer regleringens påverkan i dessa moder att bli liten. Likaså gäller för de globala mätsignalerna, som här var derivatan av generatorbussspänningarnas fasvinkel och de olika generatorernas aktiva effekt, att låg observerbarhet av de lokala moderna i mätsignalen till PSS:en i fråga kommer att minimera dess inverkan på dessa lokala moder.

Fördröjningar i kommunikationen av globala signaler kommer troligen inte att innebära något större problem för regleringen om alla använda mätsignaler ges samma tidsfördröjning. Detta beror på att det är den inbördes fasen mellan mätsignalerna som är det viktiga vid denna sorts reglering.

På grund av de systemvida pendlingarnas låga frekvens relativt regulatorns samplingsfrekvens kommer regleringen att bli relativt robust mot tillfälliga störningar i kommunikationen. Permanenta bortfall i kommunikationen måste beaktas och kan lösas genom att alternativa PSS-designer finns tillgängliga som kan kopplas in vid bortfall av den primära designen. Denna struktur med alternativa PSS-designer kräver en datorkraft nära kopplad till PSS:en på synkrongeneratorm. Datorn skall användas till att bestämma inkopplingen av alternativa designer på PSS:en samt innehålla dessa implementeringar. Simuleringar visar att en konstant PSS-signal kan hållas under att tiden för omkoppling till en alternativ design för PSS:en. För att inte generatorm skall vara utan PSS vid bortfall

av all kommunikation bör en av de alternativa design endast använda lokala signaler, det vill säga en "vanlig PSS" med exempelvis generatorns aktiva effekt eller vinkelhastighet som mätsignal.

9.3 Fortsatt arbete

Lastförhållandena i ett kraftsystem ändras kontinuerligt vilket gör att robustheten i designerna främst måste undersökas noggrant. Om regleringens inverkan ändras markant vid varierande lastfall finns risk att den designade reglerkretsen inte kan användas för att stabilisera systemen. Strategier med olika designer vid olika lastfall kan i detta fallet tänkas vara ett alternativ, liknande gain-scheduling i reglertekniken. En noggrann analys av systemet i olika lastfall behövs dock för att kunna definiera de olika designernas gränser.

Vidare vore det intressant att undersöka en primär PSS-design som innehåller både en PSS med lokal mätsignal för dämpning av lokala moder parallellt med en design med globala signaler för dämpning av systemvida moder. Om oscilleringsfrekvenserna ligger tillräckligt olika i frekvens borde filtrering av mätsignalerna till PSS:erna kunna separera de olika delarna, det vill säga lågpasfiltrera signalen till den systemvida dämpkretsen och endast släppa igenom högre frekvenser till de lokala modernas PSS.

Referenser

Följande förkortningar är använda i referenserna:

IEEE T-CAP	för IEEE Transactions on Computer Applications in Power
IEEE T-EC	för IEEE Transactions on Energy Conversion
IEEE T-PAS	för IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems
IEEE T-PWRS	för IEEE Transactions on Power Systems

Agee, J. C. och V. Hoa (1993), "Comparison of power system stabilizers for damping local mode oscillations," *IEEE T-EC*, Vol. 8, Nr. 3, 533-538

Chow, J. H., J. J. Sanchez-Gasca, R. Haixin och S. Wang (2000), "Power system damping controller design – using multiple input signals," *IEEE Control Systems Magazine*, Vol. 20, Nr. 4, s.82-90

EUROSTAG user's manual – Release 3.2, Tractabel – Electricité de France, maj 1999

Feuillet, R., K. Mekki, A. F. Snyder, N. HadjSaïd, D. Georges och T. Margotin (2000), "Damping controller input-signal loss effects on the wide-area stability of an interconnected power system," Presenterad på Power Engineering Society Summer Meeting, 2000, IEEE, Vol. 2, s.1015-1019

HadjSaïd, N., A. F. Snyder, D. Ivanescu, D. Georges och T. Margotin (2000), "Delayed-input wide-area stability control with synchronised phasor measurements and linear matrix inequalities," Presenterad på Power Engineering Society Summer Meeting, 2000, IEEE, Vol. 2, s.1009-1014

Jones, L. (1996), *Utilizing HVDC to enhance small-signal stability in power systems – Analysis and design of robust power modulation controls for damping*, Lic. Avhandling, Kungliga tekniska högskolan, Stockholm, Sverige

Jones, L. (1999), *On zero dynamics and robust control of large AC and DC power systems*, Dr. avhandling, Kungliga tekniska högskolan, Stockholm, Sverige

Klein, M., G. J. Rogers och P. Kundur (1991), "A fundamental study of inter-area oscillations in power systems," *IEEE T-PWRS*, Vol. 6, Nr. 3, s. 914-921

Klein, M., G. J. Rogers, S. Moorthy och P. Kundur (1992), "Analytical investigation of factors influencing power system stabilizers performance," *IEEE T-EC*, Vol. 7, Nr. 3, s. 382-390

Kundur, P. (1994) *Power system stability and control*, McGraw-Hill

Larsen, E. V. och D. A. Swann (1981), "Applying power system stabilizers, Part I," *IEEE T-PAS*, Vol. 100, Nr 6, s. 3017-3024

Larsen, E. V., J. J. Sanchez-Gasca och J. H. Chow (1995), "Concepts for design of FACTS controllers to damp power swings," *IEEE T-PWRS*, Vol. 10, Nr. 2, s.948-956

Machowski, J., J. W. Bialek och Bumby J. R. (1997), *Power system dynamics and stability*, John Wileys & Sons

Martins, N., H. J. C. P. Pinto och L. T. G. Lima (1992), "Efficient methods for finding transfer function zeros of power systems," *IEEE T-PWRS*, Vol. 7, Nr. 3, s.1350-1361

Martins, N., G. E. Boukarim, S. Wang, J. H. Chow och G. N. Taranto (2000), "A comparison of classical, robust, and decentralized control design for multiple power system stabilizers," Presenterad på Power Engineering Society Summer Meeting, 2000, IEEE.

Matlab[®] - User's guide, The MathWorks, Inc., Natick, MA, USA, 1992

Phadke, A. G. (1993), "Synchronized phasor measurements in power systems," *IEEE T-CAP*, Vol. 6, Nr. 2, s.10-15

Samuelsson O. (1997), *Power system damping*, Dr. avhandling, Institutionen för industriell elektroteknik och automation, Lund, Sverige

Samuelsson O. (2000), "Wide area measurements of power system dynamics," Elforsk rapport 99:50

Appendix A

För per unit värdena gäller att $S_{\text{base}} = 100 \text{ MVA}$. På generatorsidorna gäller $V_{\text{base}} = 24 \text{ kV}$ och på nätsidan gäller $V_{\text{base}} = 230 \text{ kV}$.

Data för bussarna finns angivna i tabell A.1, data för ledningar finns i tabell A.2 och transformatorparametrar finns i tabell A.3. Transformatorerna har omsättningen 1/1 (p.u./p.u.).

Buss	Generering	Last		Shunt
	MW	MW	MVARr	MVARr
NGEN1	1658	-	-	-
NGEN2	1332	-	-	-
NGEN3	1540	-	-	-
NGEN4	4000	-	-	-
NGEN7	4000	-	-	-
N1	-	2405	-467	179
N2	-	692.3	-184	149
N3	-	688.2	-235	114
N4	-	62.6	24	37
N5	-	845.8	-9.2	33
N6	-	-4.9	79.8	214
N7	-	2884	-196	200

Tabell A.1 Data för bussarna.

Ledning	R (p.u)	X (p.u)
N1 – N3	0.0003	0.0038
N1 – N5	0.0019	0.0245
N2 – N3	0.0005	0.0076
N2 – N5	0.0015	0.0225
N4 – N6	0.00029	0.00734
N5 – N6	0	0.0039
N6 – N7	0.0004	0.0057

Tabell A.2 Ledningsdata.

Transformator	X (p.u)	Märkeffekt (MVA)
NGEN1 – N1	0.01	3000
NGEN2 – N2	0.01	3000
NGEN3 – N3	0.01	3000
NGEN4 – N4	0.01	7000
NGEN7 – N7	0.01	7000

Tabell A.3 Transformatorparametrar.

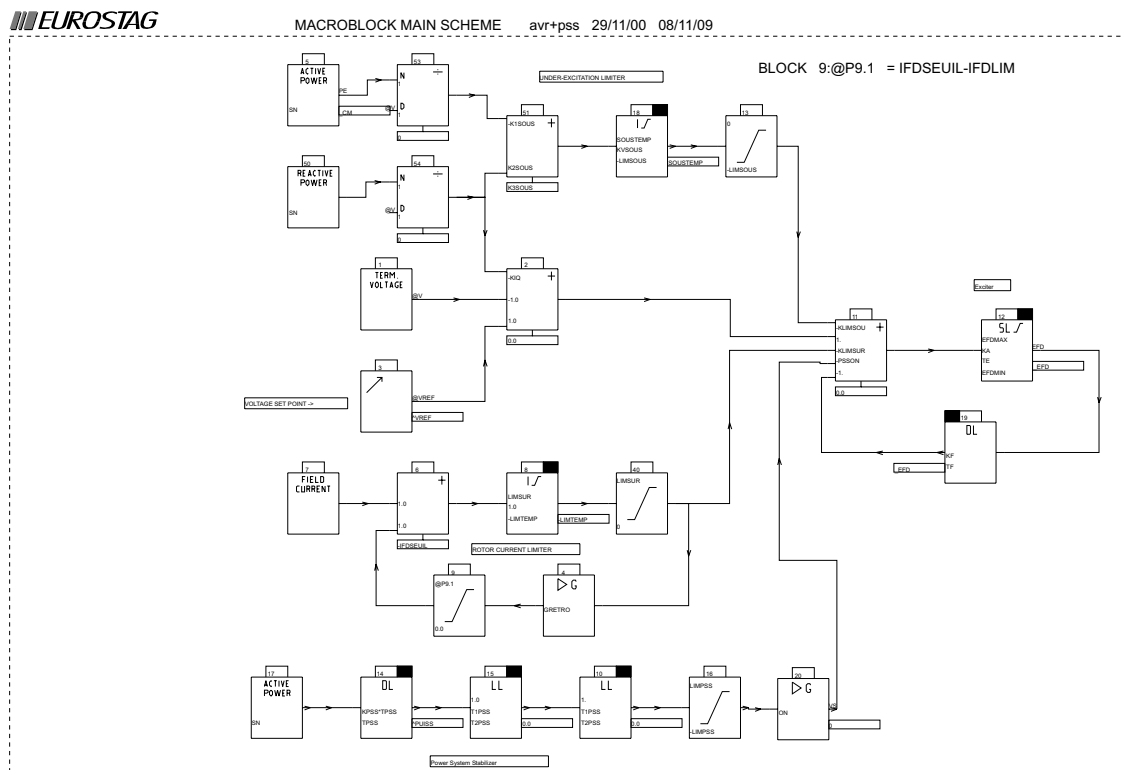
De använda parametervärdena för generatorerna finns presenterade i tabell A.4. Där inget annat anges är parametervärdena för generator 1 och 2 lika. Där de skiljer nämns parametervärdena för generator 2 efter ett ”/”.

Storhet	Gen 1 / 2	Gen 3	Gen 4	Gen 5
Utspänning (kV)	24	24	24	24
Märkeffekt, $S_{\text{märk}}$ (MVA)	1900 / 1400	1944	6633	6000
Tröghetskonstant, H (MWs/MVA)	4.5	4.5	5.07	5
Dämpkoefficient, D	0	0	0	0
Stator resistans, R_{stator} (p.u.)	0.004	0.004	0.004	0.004
Stator läckinduktans, X_l (p.u.)	0.1	0.1	0.1	0.1
Reaktans, X_d (p.u.)	0.85	0.88	0.9	1
Transient reaktans, X_d' (p.u.)	0.3	0.3	0.3	0.3
Subtransient reaktans, X_d'' (p.u.)	0.2	0.2	0.27	0.25
Reaktans, X_q (p.u.)	0.7	0.69	0.68	0.7
Transient reaktans, X_q' (p.u.)	0.55	0.55	0.55	0.55
Subtransient reaktans, X_q'' (p.u.)	0.25	0.2	0.27	0.25
Transient tidskonstant, T_d' (s)	5	5	7.6	8
Subtransient tidskonstant, T_d'' (s)	0.053	0.06	0.09	0.09
Transient tidskonstant, T_q' (s)	0.25	0.25	0.35	0.4
Subtransient tidskonstant, T_q'' (s)	0.123	0.09	0.19	0.2

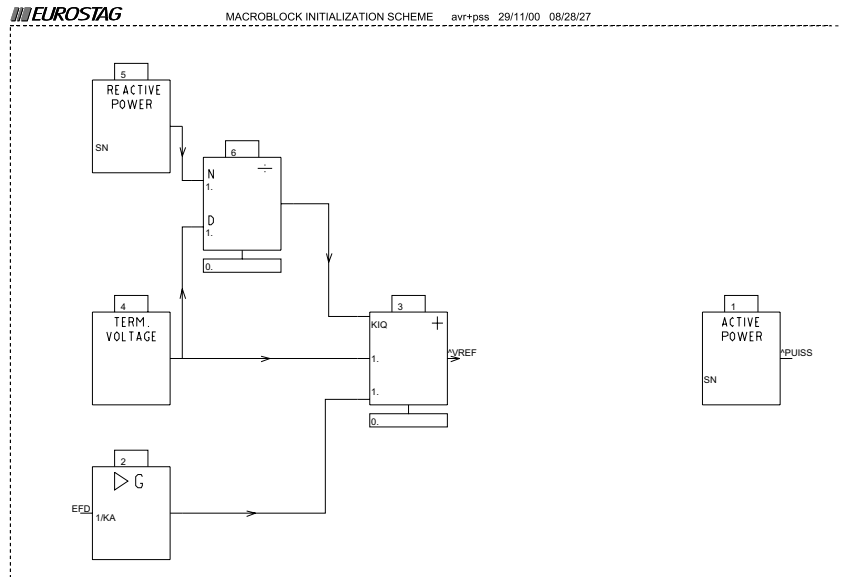
Tabell A.4 Data för generatorerna.

Appendix B

I denna del finns blockscheman för turbin- och spänningsregulatorerna som är implementerade i EUROSTAG. I figur B.1 finns huvudmodulen och i figur B.2 finns initieringsmodulen för spänningsregulatorn med PSS, vilken användes på alla generatorerna. I figur B.3 och B.4 finns turbinregulatorns huvud- respektive initieringsmodul. Slutligen finns i figur B.5 blockschemat för turbinregulatorn som ger konstant mekaniskt moment. I tabell B1 och tabell B.2 finns de använda värdena för de ingående parametrarna.



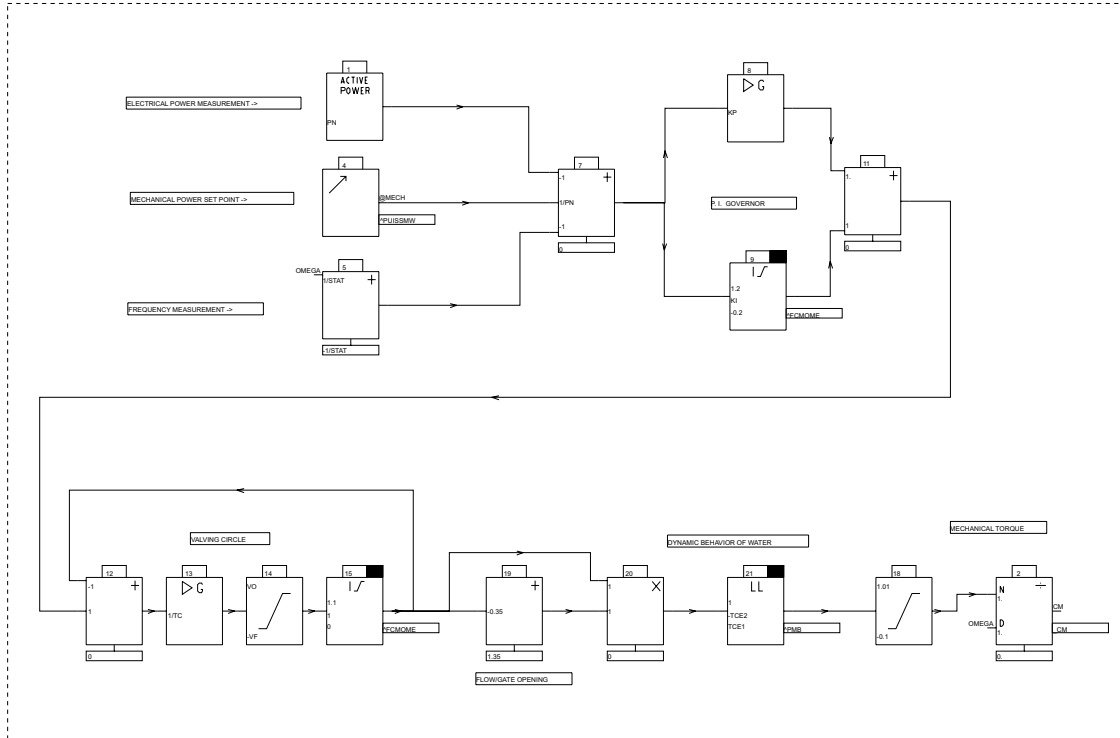
Figur B.1 Huvudmodul för spänningsregulatorn.



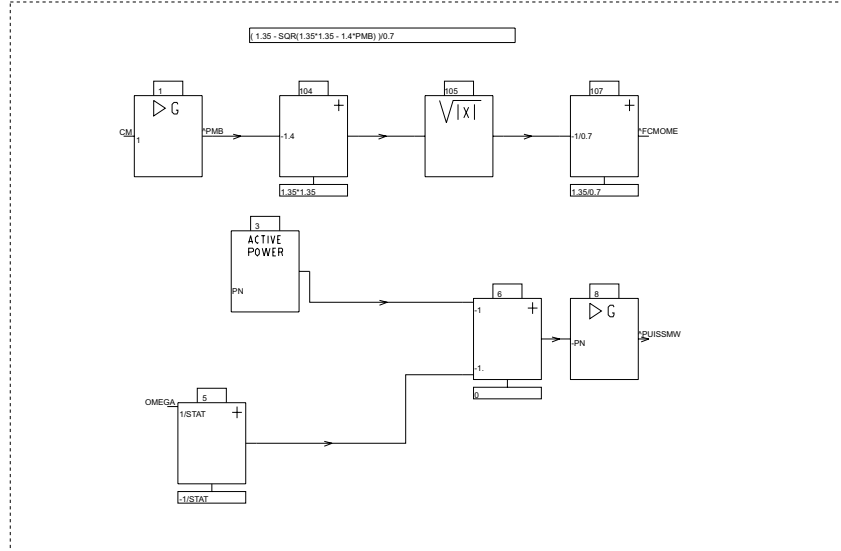
Figur B.2 Initieringsmodul för spänningsregulatorn.

Parameter	Värde	Parameter	Värde
EFDMAX	6.2	KVSOUS	0.3
EFDMIN	0	LIMPSS	0.05
GRETRO	100	LIMSOUS	10
IFDLIM	3.05	LIMSUR	10
IFDSEUIL	3.27	LIMTEMP	12
K1SOUS	0	ON	0
K2SOUS	1	PSSON	1
K3SOUS	0.1	SOUSTEMP	0
KA	150	T1PSS	0.1
KF	0.03	T2PSS	0.2
KIQ	0.03	TE	0.3
KLIMSOU	1	TF	1
KLIMSUR	0.06	TPSS	5
KPSS	0.5		

Tabell B.1 Använda parametervärden i spänningsregulatorn.



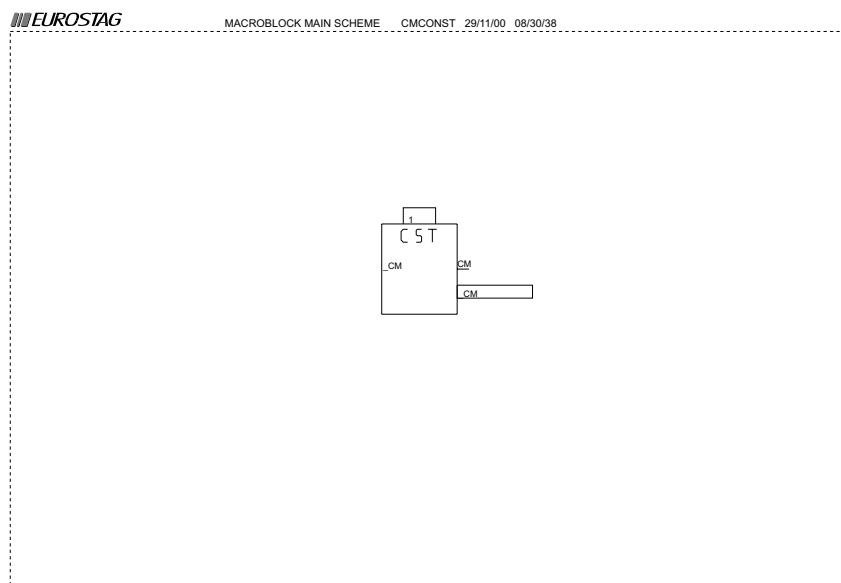
Figur B.3 Blockschemat för vattenturbinregulatorns huvudmodul.



Figur B.4 Blockschemat för vattenturbinregulatorns initiering.

Parameter	Värde
KI	0.014
KP	0.07
STAT	0.05
TC	0.3
TCE1	0.5
TCE2	1
VF	0.045
VO	0.04

Tabell B.2 Parametervärden för vattenturbinregulatorn.



Figur B.5 Blockschema för konstant axelmoment.

Appendix C

I ett load-flow initieras systemet i den arbetspunkt som belastningarna och produktionerna medför. I tabellerna C.1 och C.2 nedan finns spänningsbussarnas tillstånd respektive effektlöden och förluster i ledningar och transformatorer, framtagna genom load-flow i EUROSTAG.

Buss	Spänning		Generering	
	kV	grader	MW	MVAr
NGEN1	24.5	50.94	1658	186.65
NGEN2	24.5	52.08	1332	239.92
NGEN3	24.5	52.38	1540	125.21
NGEN4	24	-86.13	4000	2999.51
NGEN7	24	16	-784.6	1357.75
N1	233.59	41.74	-	-
N2	231.34	44.63	-	-
N3	234.55	43.87	-	-
N4	185.44	64.13	-	-
N5	200.44	38.22	-	-
N6	190.31	38.60	-	-
N7	199.68	21.19	-	-

Tabell C.1 Spänningsbussarnas initialtillstånd efter genomfört load-flow.

Ledning	Effektlöden		Förluster	
	MW	MVAr	MW	MVAr
NGEN1 – N1	1658	186.6	0	267.1
NGEN2 – N2	1332	239.9	0	175.8
NGEN3 – N3	1540	125.2	0	229.1
NGEN4 – N4	4000	2999.5	0	2499.7
NGEN7 – N7	-784.6	1353.8	0	244.8
N1 – N3	-1014	-12.5	3	37.9
N1 – N5	267	583.6	7.6	97.8
N2 – N3	165.5	-194.4	0.3	4.9
N2 – N5	474.2	593.3	8.6	128.3
N4 – N6	3937.4	499.9	70.3	1778.7
N5 – N6	-120.8	985.1	0	50.6
N6 – N7	3751	-277.6	82.7	1178

Tabell C.2 Effektlöden och förluster i ledningar och transformatorer.

Appendix D

Alla dynamiska egenvärden	
-100 (5 st)	-1.2629
-8.33 (10 st)	-1.7068
-0.2 (5 st)	-1.0068
0 (11st)	-0.0115
-25.2311	-0.0106
-24.7498	-0.0095
-22.9840	-0.9602 ± 7.3510i
-18.1152	-0.8834 ± 7.2225i
-17.3104	0.1385 ± 4.1985i
-16.5815	-6.4642 ± 3.8242i
-14.3470	0.3039 ± 2.7703i
-10.8924	-13.3168 ± 1.2762i
-5.8608	-2.3540 ± 0.7727i
-5.5033	-2.6143 ± 0.7513i
-4.8444	-2.6159 ± 0.6635i
-4.8103	-1.5880 ± 0.5800i
-4.7218	-1.6639 ± 0.5072i
-4.2396	-1.8824 ± 0.4782i
-3.5445	-0.0491 ± 0.1701i
-3.0968	-9.2458 ± 0.1003i
-2.7205	

Tabell D.1 Alla egenvärdena för de dynamiska tillstånden.