

Forskning

**Rekommendationer för analys av
spänningsrespons i rörsystem utsatta
för termohydrauliska transienter**

Olof Björndahl
Adam Letzter
Jerzy Marcinkiewicz
Peter Segle

Mars 2007

SKI – Perspektiv

Bakgrund

Snabba termohydrauliska transienta förlopp, t.ex. vattenslag på grund av momentant rörbrott eller ventilstängning, leder till strukturbelastningar som är högfrekventa i sin natur. För dessa laster finns inga enkla analyskriterier att tillgå för att påvisa fullständigheten i den beräknade spänningsresponsen i röret. De mest väsentliga orsakerna till detta är den högfrekventa naturen av dessa förlopp och det specifika rums- och tidsberoendet av trycket som verkar på röret, kopplad till vågutbredningsförmågan i det inneslutna mediet.

Frågor som är vanligt förekommande vid spänningsanalys av rörsystem utsatta för sådana laster rör de krav som behöver ställas på elementindelning och tidsteg samt de kriterier som måste vara uppfyllda vid datareduktion av laster från den termohydrauliska analysen innan de förs över till den strukturdynamiska analysen. De rörberäkningar som idag utförs inom svensk kärnkraft baseras primärt på den s.k. tvåstegsmetoden, d.v.s. okopplade beräkningar, där strukturens respons beräknas med modal superposition

I ett nyligen avslutat forskningsarbete (SKI Rapport 2005:01) har studerats analyskriterier specifikt för termohydrauliskt belastade rör. Inom ramen för detta arbete, där både s.k. kopplade och okopplade modeller behandlats, har konvergenskriterier härletts baserat på rörmodellens systemdynamiska egenskaper. En direkt praktisk tillämpning av dessa kriterier förutsätter dock att de är implementerade i den programvara som används.

Syfte

Syftet med projektet var att inom ramen för det fortsatta arbetet och utgående från framtagna teoretisk grund formulera praktiskt tillämpbara formler och rekommendationer för hur analys av rörledningssystem utsatta för transienta termohydrauliska förlopp bör göras för att uppnå bättre noggrannhet i beräknad spänningsrespons. Avsikten är att tillgång till en strukturmekanisk modell av rörsystemet inte skall vara nödvändig för bedömning av rimligt tidsteg, elementstorlek och datareduktion.

Resultat

De väsentliga parametrarna, maximal elementstorlek och maximalt tillämpligt tidsteg, som behövs för bedömning av strukturdynamiska rörmodeller utsatta för termohydrauliska belastningar har härletts. Utgångspunkten för härledningen av dessa parametrar har varit att spänningsresponsen i rörsystemet skall vara fullständigt bestämd med viss noggrannhet. Bakomliggande antagande har varit att den till i det inneslutna mediet associerade volymtöjningsenergin i vågutbredningen är väl bestämd med en felparameter.

De kriterier som ges på maximal elementstorlek i strukturmodellen, maximalt tidsteg i strukturanalysen och kriterier på datareduktion av belastningssignaler har påvisats vara rimliga. Det har också kunnat visas att det förväntade felet i beräknad spänningsresponsen är större än felet i genererade belastningssignaler givet av den definierade felparametern.

Vidare har en begränsad studie av känsligheten i spänningsresponsen vid en förändring av belastningens tidsberoende visat att denna känslighet kan vara betydande.

Genom det utförda arbetet har en del områden identifierats som kan behöva vidare utredas. Det handlar bl.a. om att öka förståelsen för hur degraderingsmekanismen cyklisk plastisk deformation inverkar på kärnkraftskomponenters strukturella integritet och hur den predikteras med hjälp av tillgängliga analysverktyg.

Projektinformation

SKI:s projekthandläggare: Konstantinos Xanthopoulos.

Projektnummer: 2004/48-200542002.

Projektorganisation: Arbetet har utförts i sin helhet på Inspecta, med medverkande från Inspecta Nuclear AB och Inspecta Technology AB. Projektledare var Peter Segle.

Forskning

Rekommendationer för analys av spänningsrespons i rörsystem utsatta för termohydrauliska transienter

Olof Björndahl
Adam Letzter
Jerzy Marcinkiewicz
Peter Segle

Inspecta Nuclear AB
Box 30100
104 25 STOCKHOLM
Sweden

Mars 2007

Denna rapport har gjorts på uppdrag av Statens kärnkraftinspektion, SKI. Slutsatser och åsikter som framförs i rapporten är författarens/författarnas egna och behöver inte nödvändigtvis sammanfalla med SKI:s.

Innehållsförteckning

	Sammanfattning	5
	Summary.....	6
1	BETECKNINGAR	7
2	BAKGRUND.....	8
2.1	Målsättning	8
3	GENOMFÖRANDE.....	10
3.1	Framtagning av enkla formler och rekommendationer.....	10
3.2	Val av karakteristiska system	10
3.3	Validering av enkla formler och rekommendationer	11
4	BERÄKNING AV VÅGUTBREDNING MED RELAP5	12
4.1	RELAP5 testmodell	12
4.2	Signalanalys av beräknade transienter	14
4.3	Fel i diskret spektrum kopplat till elementlängd.....	16
4.4	Numerisk dämpning kopplat till tidsdiskretisering.....	18
4.5	<i>Cutoff-frekvens</i> kopplat till elementlängd och vågutbredningshastighet	20
5	KONVERGENSPARAMETRAR	22
5.1	Konvergensparametrar kopplade till både fluid och struktur.....	22
5.2	Konvergensparameter kopplad till volymtöjningsenergin i vågutbredningen i fluiden	26
5.2.1	Fallet med strikt impulsexcitering	27
5.2.2	Fallet med puls av given varaktighet τ	30
5.2.3	Angående inverkan från fel i diskret spektrum.....	32
5.2.4	Angående inverkan av numerisk dämpning.....	35
6	ANALYSPARAMETRAR FÖR RÖRSTRUKTUR	37
6.1	Bestämning av maximal elementstorlek	37
6.1.1	Strikt impulsexcitering.....	38
6.1.2	Excitering med känd varaktighet τ	38
6.2	Maximalt tidssteg	40
6.3	Datareduktion av belastningssignaler	41
7	ANALYS AV VERKLIGA SYSTEM	42
7.1	Ventilstängning i ångledning	43
7.1.1	Kommentarer angående RELAP5-modell	43
7.1.2	PIPESTRESS-modell och beräkning.....	45
7.2	Yttre rörbrott i matarvattenledning	48
7.2.1	Kommentarer angående RELAP5-modell	48
7.2.2	PIPESTRESS-modell och beräkning.....	49
8	SLUTSATSER	52
9	REKOMMENDATIONER.....	53
9.1	Maximal elementstorlek i strukturmodell.....	53
9.2	Maximalt acceptabelt tidssteg i strukturberäkning	53
9.3	Datareduktion av belastningssignaler	54
9.4	Nyttjande av <i>time shift</i>	54
10	FÖRSLAG TILL FORTSATT ARBETE	55
10.1	Kriterier på termohydraulisk modell.....	55
10.2	Icke-linjär analys av dynamiskt belastade rörsystem med utvärdering enligt ASME	55
11	REFERENSER	58

Bilaga 1: Termohydrauliska analyser av belastningar med RELAP5

Bilaga 2: Strukturdynamiska analyser med PIPESTRESS

Sammanfattning

Transienta termohydrauliska förlopp är ofta dimensionerande för rörsystem i kärnkrafts-anläggningar. Vattenslag på grund av ventilstängningar, trycktransienter vid ångkollaps och momentana rörbrott leder alla till strukturbelastningar som är högfrekventa till sin natur. Vad som också karakteriserar dessa tryck/krafter är det specifika rums- och tidsberoende som verkar på röret och då kopplat till vågutbredningen i det inneslutna mediet.

Målsättningen med detta projekt har varit att ta fram rekommendationer för analys av spänningsrespons i rörsystem utsatta för termohydrauliska transienter. Arbetet har utgått ifrån att den s.k. tvåstegsmetoden tillämpas och att strukturresponsen beräknas med modal superposition. Framtagna analyskriterier baseras på antagandet att den till det inneslutna mediet associerade volymtöjningsenergin i vågutbredningen väl kan bestämmas med en felparameter, här kallad ε_{PN} . Utgångspunkten har varit att spänningsresponsen i rörsystemet skall vara fullständigt bestämd med viss noggrannhet för den andel av volymtöjningsenergin i vågutbredningen som är bestämd genom denna felparameter. Ett relativt omfattande arbete har lagts ned på att bestämma noggrannheten i de med RELAP5 beräknade belastningarna. Egenskaper i form av felet i rums- och tidsberoendet i vågutbredningen har utretts. Vidare har karaktäristiken hos den artificiella numeriska dämpningen i RELAP5 identifierats.

Utgående från önskad noggrannhet i den termohydrauliska analysen tillsammans med kännedom om störningens varaktighet bestäms den lägsta övre gränsfrekvensen f_{Pipe} i den modala bas som krävs för strukturmodellen. Med störning menas här exempelvis ventilstängning. Enligt föreslagna kriterier och med den övre gränsfrekvensen given bestäms därefter de väsentliga parametrarna maximal elementstorlek i strukturmodellen och maximalt tillämpbart tidssteg i strukturanalysen. De kriterier som ges på maximal elementstorlek i strukturmodellen, maximalt tidssteg i strukturanalysen och kriterier på datareduktion av belastningssignaler har påvisats vara rimliga.

Genomförda studier visar att det förväntade felet i beräknade spänningsresponser är av storleksordningen större än felet i genererade belastningssignaler givet av volymtöjningsparametern ε_{PN} . Studier i syfte att bestämma ett lämpligt krav på den termohydrauliska modellen för belastningsgenerering, d.v.s. ett högst tillämpbart värde på ε_{PN} , har inte ingått i detta projekt. I väntan på mera underlag blir rekommendationen vid bestämning av f_{Pipe} att nyttja $\varepsilon_{PN} \leq 0.005$.

Rekommendationer för analys av spänningsrespons i rörsystem utsatta för termohydrauliska transienter ges i rapporten.

Två förslag till fortsatt arbete ges. Det första förslaget innefattar en begränsad studie i syfte att ytterligare underbygga föreslagna krav på den termohydrauliska modellen för belastningsgenerering. Det andra förslaget berör hantering av dynamiska laster i rörsystem vid elasto-plastisk analys med efterföljande utvärdering enligt ASME.

Forskningsprojektet har finansierats av Statens kärnkraftinspektion, SKI.

Summary

Transient thermohydraulic events often control the design of piping systems in nuclear power plants. Water hammers due to valve closure, pressure transients caused by steam collapse and pipe break all result in structural loads that are characterised by a high frequency content. What also characterises these pressures/forces is the specific spatial and time dependence that is acting on the piping system and found in the wave propagation in the contained fluid.

The aim with this project has been to develop recommendations for analysis of the stress response in piping systems subjected to thermohydraulic transients. Basis for this work is that the so called two-step-method is applied and that the structural response is calculated with modal superposition. Derived analysis criteria are based on the assumption that the associated volume strain energy in the wave propagation for the contained fluid may be well defined by a parameter, here called ε_{PN} . The stress response in the piping system is assumed to be completely determined with certain accuracy for that part of the volume strain energy in the wave propagation associated with this parameter. A comprehensive work has been done to determine the accuracy in loadings calculated with RELAP5. Properties such as period elongation and associated spurious oscillations in the pressure wave transient have been investigated. Furthermore, the characteristics of the artificial numerical damping in RELAP5 have been identified.

Based on desired accuracy of the thermohydraulic analysis together with knowledge about the duration of the thermohydraulic perturbation, the lowest upper frequency limit f_{Pipe} in the modal base that is required for the structure model is calculated. With perturbation is meant such as a valve closure. According to suggested criteria and with the upper frequency limit set, the essential parameters i) largest size of the elements in the structure model and ii) the largest applicable time step in the structural analysis are determined. The criteria given for these two essential parameters and criteria for data reduction of loading signals are shown to be reasonable.

The present study shows that the expected error in calculated stress response is an order of magnitude larger than that of the error in the generated loading signals given a certain ε_{PN} . Investigations with the aim to determine appropriate requirements on the thermohydraulic model in generating the loading, i.e. the largest applicable value of ε_{PN} , has not been part of this project. While waiting for this investigation to be done, the recommendation in determining f_{Pipe} is that a value of $\varepsilon_{PN} \leq 0.005$ is used.

Recommendations for analysis of the stress response in piping systems subjected to thermohydraulic loads are given in the report.

Two new projects are also suggested. The first one includes a limited study with the aim to verify suggested requirements on the thermohydraulic model in generating the thermohydraulic loading. The second project concerns elastic-plastic analysis of piping systems subjected to dynamic loading and how to perform these analyses and evaluate the results according to ASME.

This research project has been financed by the Swedish Nuclear Power Inspectorate, SKI.

1 Beteckningar

A	tvärsnittsarea, [m ²]
c_f	ljudhastighet i fluid, [m/s]
E_P, E_{Pn}	volymtöjningsenergi, dito för mod n , [Nm]
f, f_n	frekvens, egenfrekvens för mod n , [Hz]
$f_{courant}$	inversen till kritiskt tidssteg, [Hz]
f_{cut}	estimerad gränshfrekvens i RELAP5-respons, [Hz]
f_{low}	filterfrekvens vid lågpassfiltrering, [Hz]
f_{Pipe}	lägsta övre gränshfrekvens i modal bas i rörmodell, [Hz]
$H(f)$	frekvensresponsfunktion i innesluten fluid, [Pa/(m ³ /s ²)]
L, L_{el}	längd, elementlängd, [m]
N_L	antal element över sträckan L
N_{λ_N}	antal element per våglängd associerad till våglängden λ_N
P, P_n	trycktillskott vid transient störning, dito för mod n , [Pa]
P_0	stagnationstryck, [Pa]
Q_n	modal frihetsgrad mod n , ([Pa] i fallet akustisk fluid)
S_D, S_V	responspektrumvärde (max modal respons) $ Q_n(t) _{\max}, \omega_n \cdot Q_n(t) _{\max}$
T, T_n	periodtid, periodtid för mod n , [s]
t	tid, [s]
$\Delta t, \Delta t_c$	tidssteg, kritiskt tidssteg L_{el}/c_f , [s]
Δt_s^{\max}	maximalt tillämpbart tidssteg i rörmodell, [s]
V	flödes hastighet [m/s] eller volym, [m ³]
v	källstyrka på formen volymacceleration, [m ³ /s ²]
x	lägeskoordinat längs med rör, [m]
ε_{PN}	felparameter associerad till volymtöjningsenergi, dimensionslös
ε_{λ_N}	fel i diskret spektrum associerat till N_{λ_N} , dimensionslös
ζ, ζ_n	modal dämpning, modal dämpning för mod n , dimensionslös
ζ_N	numerisk dämpning i RELAP5 associerad till λ_N , dimensionslös
θ_0	initaltemperatur i fluid, [°C]
λ, λ_n	våglängd, våglängd för mod n , [m]
ρ_f	densitet i fluid, [kg/m ³]
τ	pulstid, [s]
ϕ_n	modvektor för mod n , dimensionslös
ω, ω_n	vinkelfrekvens, egenvinkelfrekvens för mod n , [rad/s]

2 Bakgrund

Transienta termohydrauliska förlopp är ofta dimensionerande för rörsystem i kärnkraftsanläggningar. Vattenslag på grund av ventilstängningar, trycktransienter vid ångkollaps och momentana rörbrott leder alla till strukturbelastningar som är högfrekventa till sin natur. Vad som också karakteriserar dessa tryck/krafter är det specifika rums- och tidsberoende som verkar på röret och då kopplat till vågutbredningen i det inneslutna mediet.

Till skillnad från förlopp där indirekta dynamiska laster verkar genom antagna rörelser i rörsystemets stöd, är det för de transienta termohydrauliska förloppen problematiskt att bedöma fullständigheten i den beräknade spänningsresponsen. Här finns det inga enkla analyskriterier som i fallet basexcitering. Frågor som är vanligt förekommande vid spänningsanalys av rörsystem utsatta för transienta termohydrauliska förlopp är:

- Vilka krav måste ställas på element- och tidsdiskretisering i termohydrauliska analyser?
- Vilka kriterier måste vara uppfyllda vid datareduktion av laster från den termohydrauliska analysen innan de förs över till den strukturdynamiska analysen?

Sedan 2000 har ett antal projekt finansierade av SKI drivits med anknytning till ovanstående problematik. Genom dessa projekt har grunden lagts för en djupare förståelse för kopplingen mellan termohydrauliska förlopp och uppkommen strukturens respons i tryckbärande anordningar. I ett nyligen avslutat SKI-projekt studerades analyskriterier specifikt för termohydrauliskt belastade rör, /1/. En väsentlig del av arbetet var att utveckla konvergenskriterier för spänningsresponsen i rören. De konvergenskriterier som härleddes baserades på rörmodellens systemdynamiska egenskaper. Såväl kopplade modeller med fluid-strukturinteraktion som okopplade rörmodeller behandlades. En direkt praktisk tillämpning av dessa kriterier förutsätter naturligtvis att de är implementerade i den programvara som används.

Den klart dominerande andelen rörberäkningar som idag utförs inom svensk kärnkraft är tillämpningar av den sk tvåstegsmetoden, dvs okopplade beräkningar. I ett första steg beräknas det termohydrauliska förloppet där strukturegenskaperna i omgivande rörsystem ej ingår. Utgående från de i steg ett beräknade termohydrauliska förloppen beräknas kontrollvolymkrafter vilka i steg två nyttjas som strukturbelastning på rörmodellen. De programvaror som vanligen nyttjas i dessa analyser är RELAP5, /2/ för termohydraulik och PIPESTRESS, /3/, för strukturanalysen. I programmet PIPESTRESS tillämpas modal superposition vid analys av dynamiska förlopp.

Utgångspunkten för aktuellt arbete har varit att ta fram rekommendationer mot bakgrund av att det är denna typ av analysstrategi som tillämpas, dvs tvåstegsmetod där strukturens respons beräknas med modal superposition. Vidare har avsikten varit att ta fram rekommendationer med förutsättningen att ingen specifik utveckling av idag nyttjade programvaror skall vara nödvändig.

2.1 Målsättning

Den övergripande målsättningen med detta arbete har varit att bidra till ökad tillförlitlighet i resultaten från spänningsanalyser av rörledningssystem utsatta för transienta termohydrauliska förlopp. Framtagna rekommendationer är tänkta att nyttjas som hjälpmedel av såväl granskare som leverantörer av beräkningar.

Arbetet har varit inriktat mot följande förväntade resultat:

- att ta fram enkla formler och rekommendationer för val av element- och tids-diskretisering vid analyser av termohydrauliskt belastade rörsystem.
- att ta fram kriterier för hur datareduktion av laster från den termohydrauliska analysen ska göras innan de förs över till den strukturdynamiska analysen.
- att skapa underlag för en uppdatering av den guideline som tidigare tagits fram för dynamisk analys av klass 1 & 2 rörsystem, referens /4/, och implementera dessa framtagna rön i en reviderad guideline.

3 Genomförande

Nedan ges en beskrivning av de aktiviteter som formulerats vid projektets start. I tillägg ges kommentarer till hur arbetet utförts och i vilka delar av rapporten de olika aktiviteterna redovisas.

3.1 Framtagning av enkla formler och rekommendationer

Denna aktivitet är en direkt fortsättning på SKI-projektet där analyskriterier för termohydrauliskt belastade rör studerades, se referens /1/. Utgående från framtagen teoretisk grund formuleras enkla formler och rekommendationer för element- och tidsdiskretisering i spänningsanalysen och hur datareduktion av laster från den termohydrauliska analysen bör göras för erhållande av tillräcklig tillförlitlighet i den beräknade spänningsresponsen. Avsikten är att tillgång till en strukturmekanisk modell av rörsystemet ej skall vara nödvändig för bedömning av adekvat tidssteg, elementstorlek och datareduktion relativt ursprungligt tidssteg i den termohydrauliska beräkningen. Detta är ett nödvändigt villkor då datareduktionen av de termohydrauliska belastningssignalerna oftast utförs i samband med den termohydrauliska beräkningen utan tillgång till systemdynamiska parametrar från rörmodellen. Vidare skall möjlighet ges till bedömning av analysparametrar i den strukturmekaniska modellen utan omfattande kontrollberäkningar eller direkt tillgång till rörmodellen.

I kapitlen 4-6 redovisas detta arbete. Stor vikt har lagts på att ta fram parametrar vilka påvisar fullständigheten i beräknade termohydrauliska förlopp.

I kapitel 4 redovisas en del av de testberäkningar och analyser som utförts i syfte att klarlägga vilka egenskaper programmet RELAP5 har och då specifikt kopplat till vågutbredning.

Med utgångspunkt från dessa analyser och de erfarenheter som redovisas i kapitel 5, specifikt avsnitt 5.1 angående karaktären på den termohydrauliska delen av lösningen, härleds parametrar vilka enbart baseras på fluiddelen av problemet. Med utgångspunkt från dessa parametrar kan rumslig diskretisering och tidssteg med kontrollerad noggrannhet bestämmas för den termohydrauliska beräkningen. Detta redovisas och kommenteras i avsnitten 5.1 och 5.2. De styrande parametrarna baseras på volymtöjningsenergin i fluiden, störningens varaktighet (exempelvis ventilstängningstid), felet i diskret spektrum i RELAP5 modellen och den identifierade numeriska dämpningen i RELAP5.

Med utgångspunkt från de parametrar som härletts i kapitel 5, vilka är associerade till vågutbredningsenergin i fluiden, härleds de krav som bör ställas på strukturmodellen vad gäller elementstorlek och tidssteg. Detta diskuteras i kapitel 6.

3.2 Val av karakteristiska system

Ett antal karakteristiska rörledningssystem väljs ut för validering av framtagna formler och rekommendationer. De transienta termohydrauliska förloppen vattenslag på grund av ventilstängningar, trycktransienter vid ångkollaps och momentana rörbrott ska vara representerade.

Förutom de idealiserade modeller som nyttjats i de studier som redovisas i kapitel 4 har två verkliga system valts ut till studier och validering av framtagna kriterier.

Den ena modellen är ett ångledningssystem där spänningsresponsen orsakad av ventilstängning i yttre skalventil studeras. Den andra modellen är ett matarvattensystem där spänningsresponsen orsakad av yttre rörbrott och efterföljande ventilstängning studeras.

Dessa analyser behandlas i kapitel 7.

3.3 Validering av enkla formler och rekommendationer

Framtagna enkla formler och rekommendationer valideras genom analys av valda karakteristiska system. Konvergensstudier genomförs i syfte att validera framtagna rekommendationer. Traditionell analysstrategi i två steg med de idag använda beräkningsverktygen nyttjas.

Resultaten från dessa analyser redovisas i kapitel 7.

4 Beräkning av vågutbredning med RELAP5

I syfte att få ett bra underlag för de mer praktiskt tillämpade termohydrauliska beräkningarna som redovisas i kapitel 7 har analyser utförts med RELAP5 med ett antal enkla testmodeller som grund. Syftet med dessa enkla modeller har varit att få en klar bild av hur man bör hantera vågutbredningsfenomen med programmet. Programvaran RELAP5 är ej primärt utvecklad i syfte att hantera vågutbredning utan mer avsedd för ickestationära en- och tvåfasproblem i förlopp karaktäriserade av en annan tidsskala.

De parametrar som är mest väsentliga att ha kontroll på vid analys av vågutbredning är fel i diskret spektrum, numerisk dämpning och ett mått på den högsta frekvensen i responsen.

Felet i diskret spektrum är ett mått på felet i svängningsfrekvens för en given våglängd. Detta fel är direkt kopplat till elementlängden i relation till aktuell våglängd, typ av rumslig diskretisering och typ av numerisk tidsintegration. Detta behandlas i avsnitt 4.3.

Olika typer av numerisk tidsintegration leder till olika karaktär och storlek på den artificiella dämpningen. Det är högst väsentligt att ha kontroll på detta så att denna artificiella dämpning ej dominerar över den dämpning som beskrivits ha sitt ursprung av fysikaliska orsaker. Detta behandlas i avsnitt 4.4.

Den relativt starka numeriska dämpningen som tidigare noterats av flera användare av RELAP5 är direkt kopplad till relationen mellan periodtiden på aktuell svängningsfrekvens och tidsstegets längd vid tidsintegrationen. Denna egenskap är sedan tidigare principiellt väl känd och ett vanligt sätt att reducera denna dämpning är att välja ett tidssteg som är ett mycket kortare än det kritiska tidssteg som ges av Courant-villkoret. Ett följdproblem som uppstår om denna princip väljs är att mängden resultatdata kan bli ohanterligt stor. En vanlig åtgärd är att ej lagra data från varje tidssteg utan tillämpa skampling. Samplingen kan utföras på ett kontrollerat sätt endast om man har kontroll på frekvensinnehållet i responssignalen, dvs om man väl känner till den högsta frekvenskomponent som bildar tidsberoendet i responssignalen. En utredning har gjorts angående detta vilken finns redovisad i avsnitt 4.5.

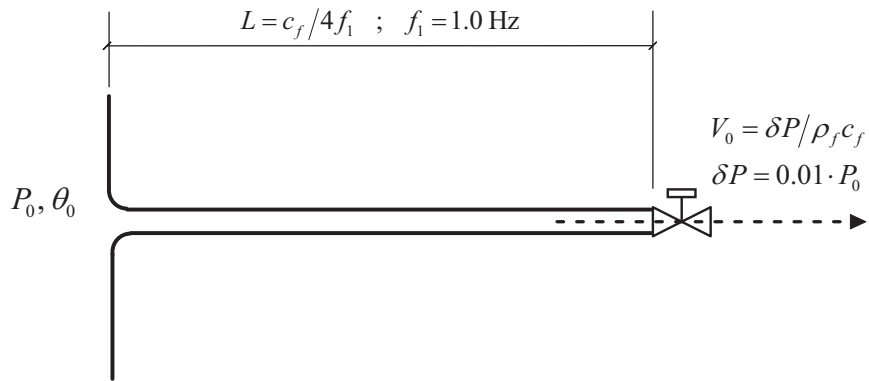
Här redovisas resultat från en av de enkla testmodeller som analyserats. Denna modell har nyttjats för alla de parameterstudier som här redovisas.

4.1 RELAP5 testmodell

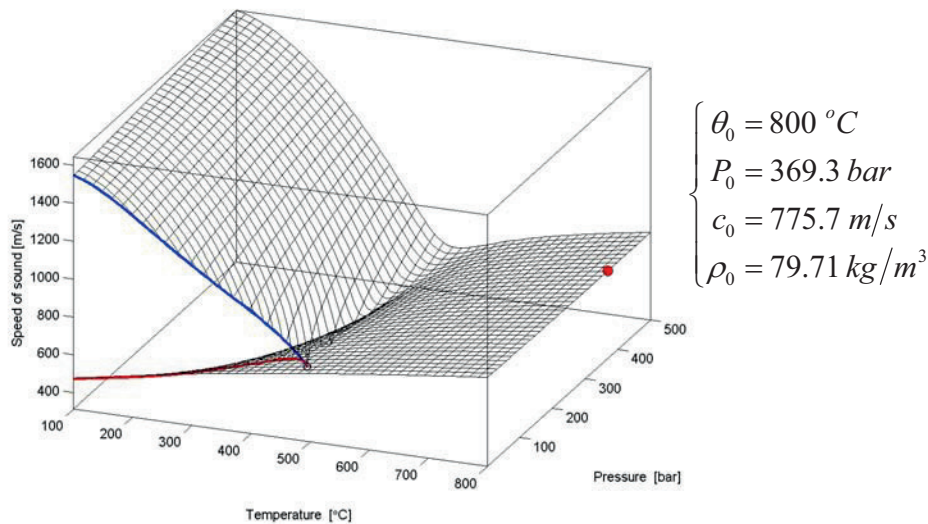
Testmodellen beskriver ett rakt rör där ena änden ansluter till en volym med konstant tryck och temperatur. I den andra änden antas ett konstant initieellt utflöde varefter en ventil stänger på samma tid som ett tidssteg i tidsintegrationen. Detta i syfte att åstadkomma ett transient förlopp motsvarande en impulsexcitering vad gäller vågutbredningen. Modellen ges i figur 4.1.

Då syftet varit att simulera vågutbredning under linjära förhållanden har initialfödet satts förhållandevis lågt. Flödet har satts så att den akustiska tryckstörningen, pga ventilstängningen, närmast ventilen förväntas bli ca 1% av stagnationstrycket.

Med vattenånga som medium har tillståndet valts på ett sådant sätt att den linjära andelen av responsen är den klart dominerande. Tryck och temperatur för ångan har valts så att förhållandena liknar de förhållanden som gäller för en ideal gas. Det valda tillståndet redovisas i figur 4.2.



Figur 4.1. Förutsättningar för RELAP5 testmodell. Antalet element är 25.



Figur 4.2. Valt tillstånd för ånga i RELAP5 testmodellen i figur 4.1.

Det skall vidare påpekas att ingen dämpmekanism av fysikaliska orsaker införts i modellen. Det har således antagits att all dämpverkan för beräknade responssignaler är att hänföra till rent numerisk dämpning på grund av tidsintegrationen.

Den mest centrala parametern vid tidsintegration av transienta förlopp är det sk kritiska tidssteget Δt_c här definierat så som anges i uttrycket (4.1), alltså baserat på vågutbredningshastigheten enbart. Parametern L_{el} anger elementlängden och c_f ljudhastigheten. Kritiskt tidssteg motsvarar således den tid det tar för en tryckvåg att färdas lika lång sträcka som en elementlängd. En annan benämning av kritiskt tidssteg är Courant-tidssteg. Det skall noteras att här har inverkan från flödes hastigheten försumrats.

$$\Delta t_c = L_{el} / c_f \quad (4.1)$$

I denna rapport nyttjas även begreppet $f_{courant}$ vilket är inversen av det kritiska tidssteget.

$$f_{courant} = \frac{1}{\Delta t_c} = c_f / L_{el} \quad (4.2)$$

4.2 Signalanalys av beräknade transienter

Trycktransienter har beräknats för tre olika val av tidssteg. Tidsstegen för de tre fallen har satts till Δt_c , $0.1 \cdot \Delta t_c$ och $0.01 \cdot \Delta t_c$. Som framgått av diskussionen ovan har ventilstängningstiden satts lika med tidsstegets längd. Avsikten med detta har varit att generera responssignaler med maximalt frekvensinnehåll, detta då excitationen i form av den akustiska källstyrkan motsvarar en ren impuls.

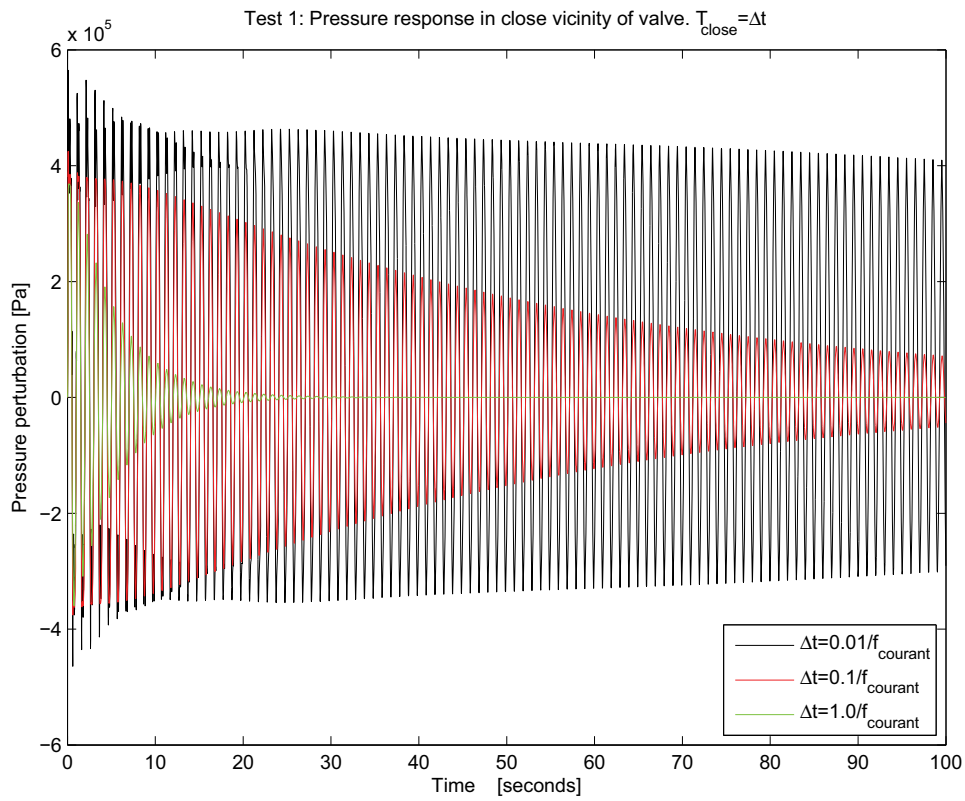
I figur 4.3 ges tryckstöringen i anslutning till ventilen för de 100 första perioderna för den fundamentala egenfrekvensen. De tre första perioderna av samma signal ges i figur 4.4. Här framgår att tryckförloppet är starkt styrt av det valda tidssteget. Tryckförloppets karaktär är starkt förvrängt relativt vad som skulle vara fallet för en exakt lösning. I detta fall är valet av den korta excitationstiden i förhållande till den rumsliga diskretiseringen skälet till detta vilket också varit syftet.

Genom att nyttja den diskreta Fourier-transformen har frekvensresponsfunktioner $H(f)$ bildats vilka beskriver relationen mellan trycksignalen $P(t)$ i anslutning till ventilen och den källstyrka $v(t)$ som kan härledas från flödes hastighetstransienten $V(t)$ vid ventilstängningen. Det skall här påpekas att trycket $P(t)$ motsvarar det tillskott till trycket vid initialtillståndet, alltså tryckstörning som beror av själva ventilstängningen. Beträffande frekvensresponsfunktioner se referens /5/. Notera vidare att källstyrkan här beskrivits på formen volymacceleration. Normalt definieras källstyrka som massacceleration. Under linjära förhållanden saknar denna skillnad betydelse då ändringen av densiteten i detta avseende förutsätts vara försumbar.

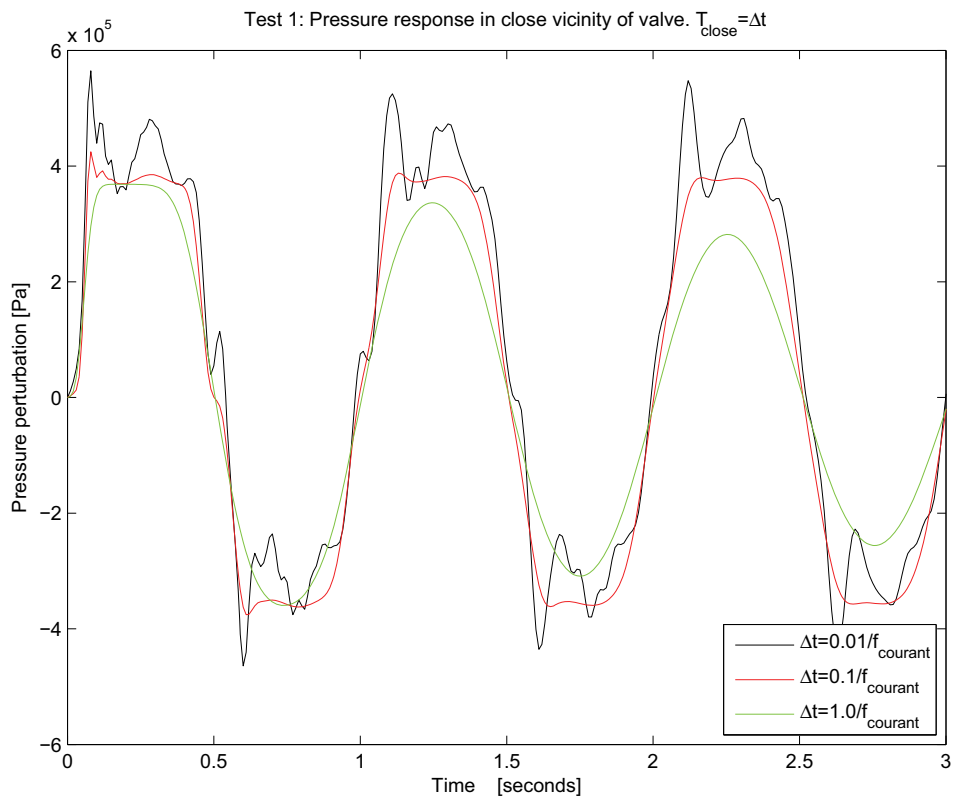
$$\begin{cases} H(f) = \frac{p(f)}{v(f)} \\ v(t) = A \cdot \frac{\partial}{\partial t}(V(t)) \end{cases} \quad x(f) = \int_{-\infty}^{\infty} X(t) \cdot \exp(-i2\pi f \cdot t) dt \quad (4.3)$$

Variabeln A ovan är tvärsnittsarean given av rörets inre diameter. Beräknade frekvensresponsfunktioner har varit utgångspunkten för de parameterstudier som utförts på den enkla testmodellen. I figur 4.5 redovisas beloppet av dessa frekvensresponsfunktioner.

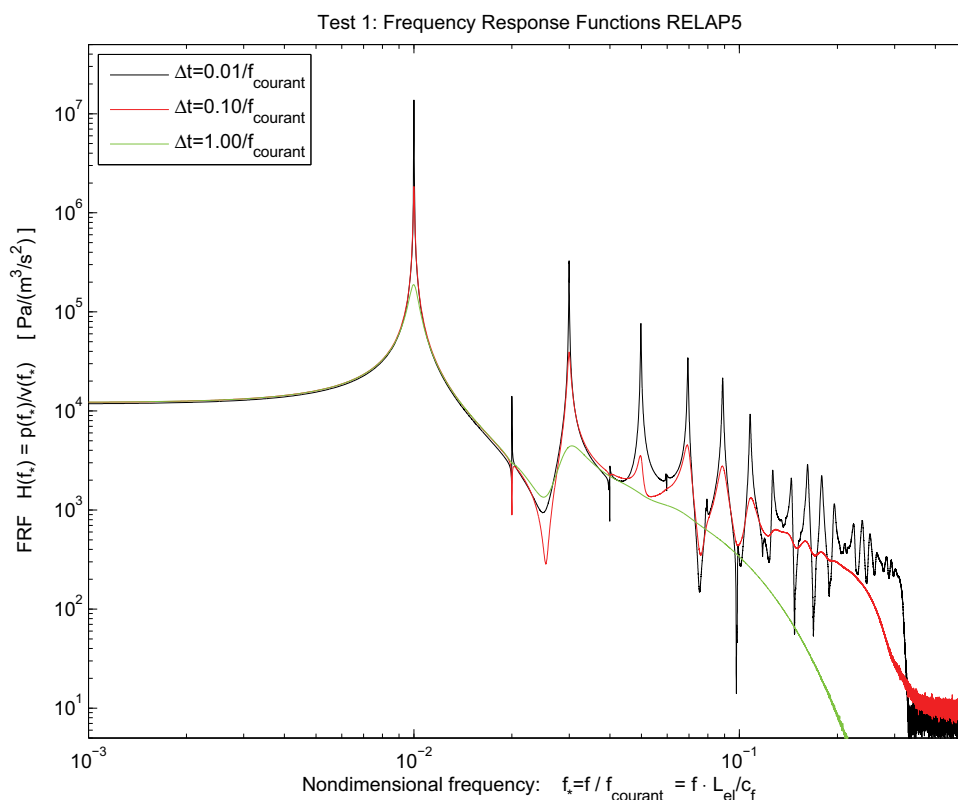
Utgående från frekvensresponsfunktionerna har modala parametrar i form av egenfrekvenser och modala dämpvärden identifierats. Den metodik som tillämpats är den som regelmässigt används vid experimentell modalanalys, se referens /6/ för mer detaljer. Den programvara som använts är beskriven i referens /7/.



Figur 4.3. Trycktransient i anslutning till ventilen för de 100 första perioderna.



Figur 4.4. Trycktransient i anslutning till ventilen för de tre första perioderna.



Figur 4.5. Beräknade frekvensresponsfunktioner från RELAP5 testmodell.

4.3 Fel i diskret spektrum kopplat till elementlängd

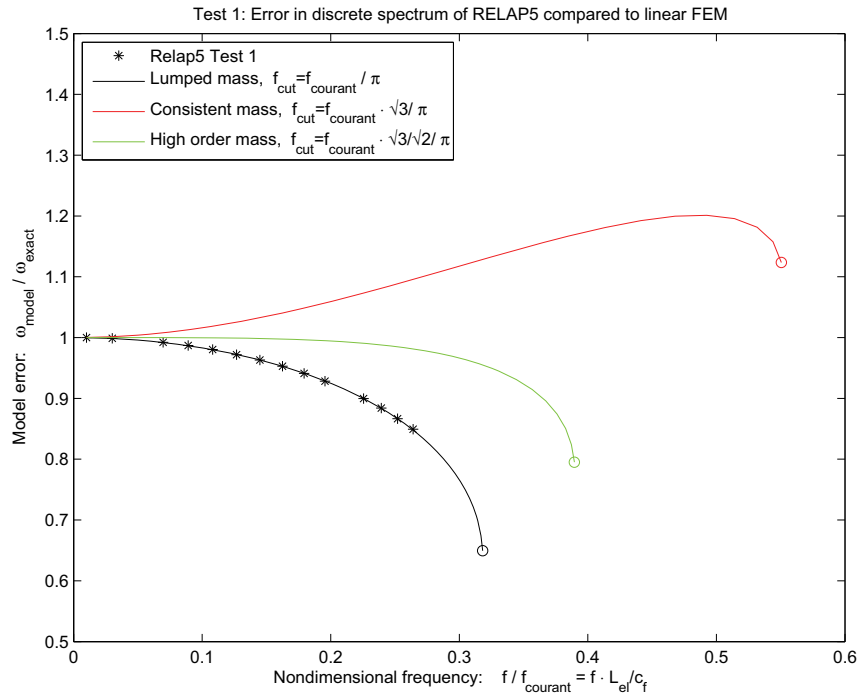
Utgående från identifierade egenfrekvenser har en jämförelse gjorts mot de egenfrekvenser som kan beräknas analytiskt baserat på samma förutsättningar som de som nyttjats i testmodellen. På detta sätt kan felet i diskret spektrum estimeras, dvs det gradvis ökande felet i egenfrekvens relativt våglängden som den diskreta RELAP5-modellen är förknippad med relativt exakt lösning.

I figur 4.6 ges detta diskreta felspektrum tillsammans med de felspektrum som kan identifieras vid tillämpning av olika typer av massdiskretisering vid ren vågutbredning och tillämpning av FEM. Av figuren framgår att karaktären av vågutbredningen beskriven med RELAP5 väl överensstämmer med vad som blir fallet om en lumpad massdiskretisering nyttjas i en FEM-modell med linjära basfunktioner. Se referens /10/ angående olika typer av massdiskretisering i FEM.

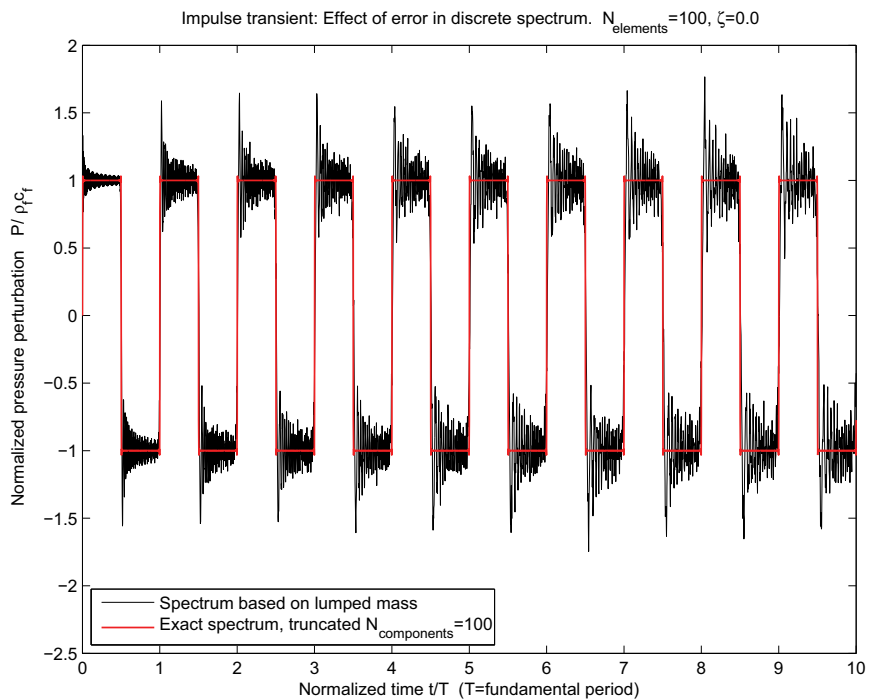
Den svarta kontinuerliga kurvan i figur 4.6, benämnd *lumped mass*, beskriver alltså även hela det spektrum som ges av en given elementindelning med RELAP5. Det gradvis ökande felet leder till en spridning av vågutbredningen som kan iakttagas genom att vågfronten gradvis med tiden sprider ut sig längs med röret.

I figur 4.7 visas effekten av felet i diskret spektrum i ett exempel där impulstransienten beräknats för ett rör av samma typ som testexemplet i figur 4.1. Modellen i detta fall är en rent linjär vågutbredningsmodell. Responsen beräknas dels med ett diskret spektrum baserat en lumpad massdiskretisering motsvarande den iakttagna karaktären i RELAP5 och dels baserad på ett exakt diskret spektrum. Antalet element i detta exempel är satt

till 100 vilket innebär att impulstransienten består av en Fourier-summa av 100 termer. Här framgår tydligt att den sk ”ringning” som noterats av flertalet RELAP5-användare har sin grund i felet i diskret spektrum i den numeriska modellen. Förloppet beskrivande responsen baserat på exakt spektrum är också behäftat med ett visst mått av denna ”ringning”. Denna ”ringning” är fullt konsistent med det antal element som nyttjats.



Figur 4.6. Fel i diskret spektrum i RELAP5 jämfört med motsvarande fel vid olika typer av massdiskretisering i FEM-tillämpning och endimensionell vågutbredning.



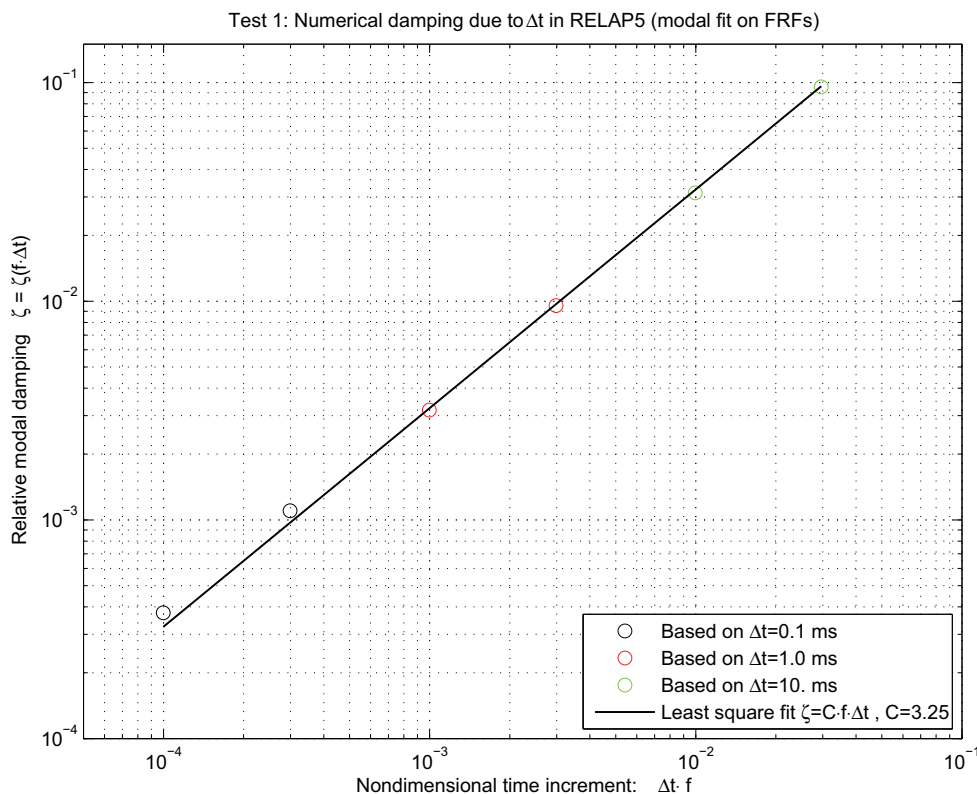
Figur 4.7. Simulering av effekten av fel i diskret spektrum. Impulstransienten är beräknad med spektrum baserat på ”lumped mass” och med exakt spektrum för jämförelse. Notera att dessa beräkningar är rent linjära, odämpade och ej utförda med RELAP5.

4.4 Numerisk dämpning kopplad till tidsdiskretisering

Genom att utgå från de frekvensresponsfunktioner som redovisas i figur 4.5 har modala dämpvärden, svarande mot numerisk dämpning, identifierats. I figur 4.8 redovisas identifierade dämpvärden för de två lägsta egenfrekvenserna och associerade till de tre olika tidsstegen. Baserat på dessa dämpvärden har en kurvanpassning gjorts. Resultatet av denna kurvanpassning antyder ett mycket enkelt samband mellan modal dämpning ζ , associerad till den numeriska integrationen, tillämpat tidssteg Δt och aktuell svängningsfrekvens f . Sambandet ges av uttrycket (4.4).

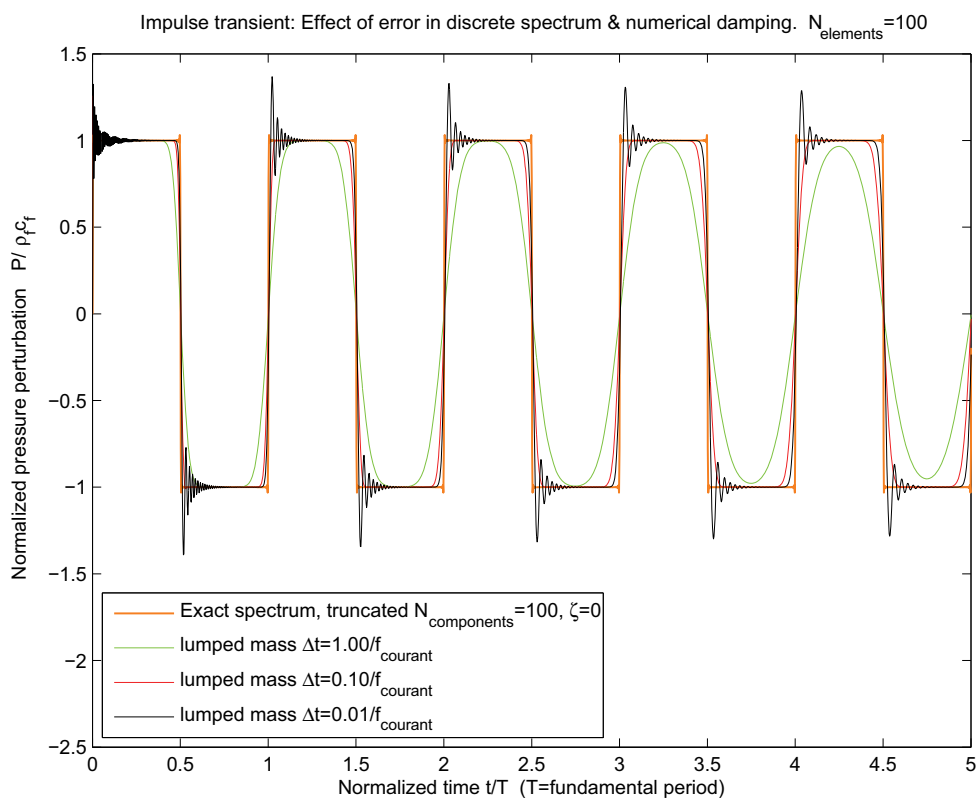
$$\zeta \approx 3.25 \cdot \Delta t \cdot f \quad \text{modal dämpning associerad till tidssteget } \Delta t \quad (4.4)$$

Som framgår av uttrycket (4.4) krävs ett mycket kort tidssteg i RELAP5 relativt vad som vanligen tillämpas vid numerisk integration vid dynamiska förlopp för strukturdynamiska tillämpningar. En vanlig förekommande tumregel är att längsta acceptabla tidssteg vid transienta strukturdynamiska beräkningar skall motsvara 1/20-del till 1/10-del av periodtiden för den högsta svängningsfrekvens vilken antas ha inverkan på responsignalen. Om denna tumregel tillämpas i samband med RELAP5-beräkningar blir den numeriska dämpningen för denna andel av förloppet motsvarande en modal dämpning i intervallet $0.16 < \zeta < 0.33$. Den strukturdämpning som antas uppträda av fysikaliska orsaker är ca en storleksordning lägre. Om den artificiella numeriska dämpningen från RELAP5 ej skall dominera den totala dämpningens inverkan på strukturrensen krävs alltså relativt sett ett mycket kortare tidssteg i den termohydrauliska analysen.



Figur 4.8. Identifierad numerisk dämpning i RELAP5.

I figur 4.9 redovisas ett antal linjära transientberäkningar där samma fel i diskret spektrum och samma typ av numerisk dämpning som RELAP5 uppvisar simulerats med en linjär FEM-modell. Förloppen kan jämföras med de förlopp som ges i figuren 4.7 då enda skillnaden är att den simulerade numeriska dämpningen införts. Här kan man tydligt se att valet av tidssteg vid beräkning med RELAP5 innebär en slags balansgång mellan inverkan från fel diskret spektrum vid val av mycket kort tidssteg, vilket medför sk ”ringning”, och för kraftig dämpning vid ett längre tidssteg.



Figur 4.9. Simulering av inverkan av numerisk dämpning kombinerad med fel i diskret spektrum vid impulstransient. Notera att dessa beräkningar är rent linjära och ej utförda med RELAP5.

4.5 Cutoff-frekvens kopplad till elementlängd och vågutbredningshastighet

Vanligt förekommande vid tillämpning av RELAP5 vid vågutbredningsförlopp är att mycket korta tidssteg tillämpas i syfte att undertrycka den numeriska dämpningen för att denna inte skall dominera över den dämpning som kan härledas till fysikaliska orsaker. En tillämpning av mycket korta tidssteg medför naturligen att mängden resultatdata från analysen ökar i motsvarande grad. I syfte att reducera den lagrade datamängden brukar sk sampling tillämpas. Med detta menas att resultatdata ej sparas för varje beräknat tidssteg utan endast en delmängd av dessa, exempelvis för var 10:e tidssteg. En uppenbar risk vid ett sådant förfarande är att informationen i det samplade och lagrade tidsförloppet förstörs på grund av sk vinkningsdistorsion (aliasing). För detaljer angående detta fenomen se referens /8/. Vinkningsdistorsion uppträder om samplingsfrekvensen är lägre än dubbla frekvensen relativt den frekvenskomponent med högst frekvens som förekommer i det ursprungliga tidsförloppet. Vid digitalisering, sampling, av analoga mätsignaler görs regelmässigt en lågpasfiltrering av den analoga signalen i syfte att eliminera detta problem. På detta sätt erhålls kontroll på förloppets frekvensinnehåll och samplingsfrekvensen väljs väl över den dubbla gränshänsen för lågpasfiltret. Med kunskap om det möjliga frekvensinnehållet i tidsförloppet från RELAP5-beräkningen kan rimligen samma princip tillämpas även vid sampling av tidsförlopp vilka beräknats med korta tidssteg.

I avsnitt 4.3 ovan identifierades det sk fel i diskret spektrum som är förknippat med vågutbredning i RELAP5. RELAP5 uppför sig på samma sätt som en linjär vågutbredningsmodell med lumpad massbeskrivning. Med ledning av denna erfarenhet kan den frekvenskomponent med maximal frekvens som förekommer i responssignalen enkelt estimeras. För en linjär vågutbredningsmodell är den övre gränsen för frekvensinnehållet i responsen lika med den högsta egenfrekvensen för ett enskilt element. Denna frekvens kan beräknas enligt uttrycken (4.5) nedan. Matriserna $[K_{el}]$ och $[M_{el}]$ är elementstyvhetsmatrisen och elementmassmatrisen för en akustisk FEM-modell. Massmatrisen är av lumpad typ. Ljudhastigheten ges av variabeln c_f , elementlängden är lika med L_{el} och tvärsnittsarean A .

$$[K_{el}] = \frac{A}{L_{el}} \begin{bmatrix} 1 & -1 \\ -1 & 1 \end{bmatrix} \quad [M_{el}] = \frac{A \cdot L_{el}}{c_f^2} \begin{bmatrix} 0.5 & 0 \\ 0 & 0.5 \end{bmatrix} \quad \text{elementmatriser} \quad (4.5)$$

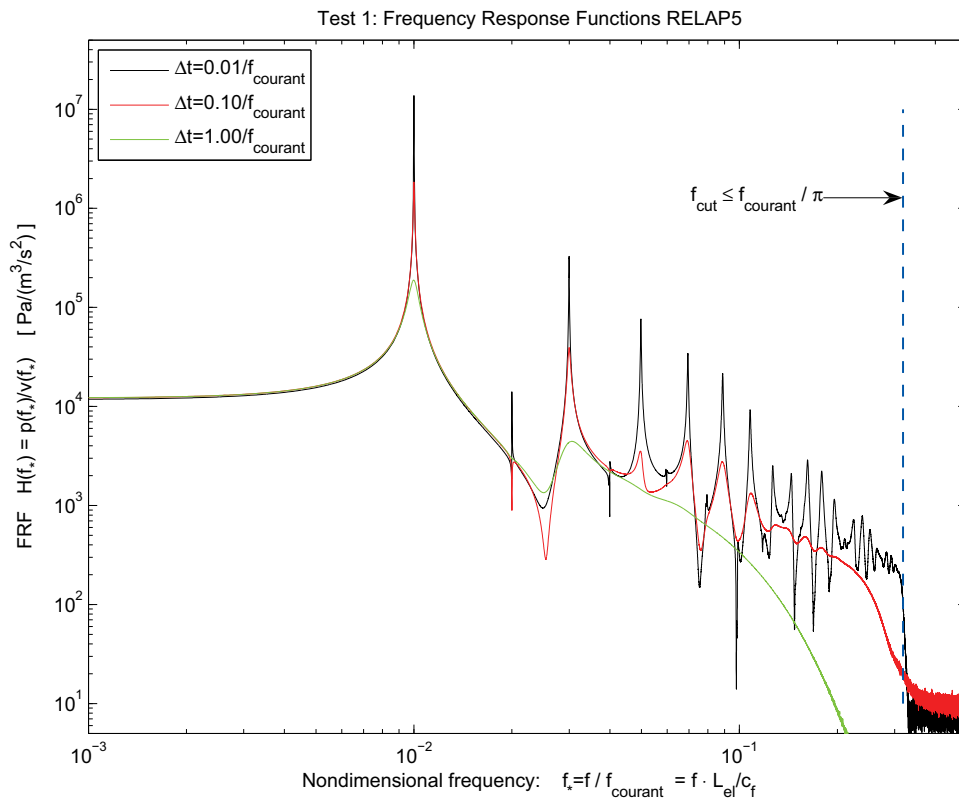
$$([K_{el}] - \omega_n^2 [M_{el}]) \{\phi_n\} = 0 \quad \Rightarrow \quad \begin{cases} \omega_1 = 0 \\ \omega_2 = 2c_f/L_{el} \end{cases} \quad \text{elementmatrisernas egenvärden}$$

Om vi antar att vi har kontroll på ljudhastigheten i varje enskilt element och likaså elementlängden, kan *cutoff-frekvensen* beräknas med uttrycket (4.6).

$$f_{cut} = \omega_2/2\pi = \frac{c_f}{\pi \cdot L_{el}} = f_{courant}/\pi < \frac{1}{2 \cdot \Delta t_c} \quad (4.6)$$

I figur 4.10 finns den, enligt (4.6), beräknade *cutoff-frekvensen* markerad tillsammans med de frekvensresponsfunktioner som identifierats från den RELAP5 testmodell som är definierad i avsnitt 4.1. Egenskapen i den frekvensresponsfunktion som är associerad till beräkningen med kortaste tidssteget påvisar rimligheten i uttrycket (4.6).

Den slutsats som kan dras av ovanstående är att om ett kortare tidssteg än Δt_c tillämpas i syfte att undertrycka den numeriska dämpningen kan samplingen göras på ett kontrollerat sätt utan risk för vinkningsdistorsion. Detta under förutsättning att tidssteget efter nedsampling är lika med eller kortare än det kritiska tidssteget Δt_c , vilket ges av Courant-villkoret baserat på vågutbredningshastigheten.



Figur 4.10. Beräknad cutoff-frekvens jämförd med frekvensresponsfunktionen från RELAP5 testmodell.

5 Konvergensparametrar

Den idag klart dominerande proceduren som tillämpas vid beräkning av termohydrauliskt belastade rörsystem är den sk 2-stegsmetoden. RELAP5 nyttjas till att beräkna belastningen på strukturen och PIPESTRESS nyttjas till att beräkna spänningsresponsen i rörsystemet.

Avsikten i detta arbete har varit att ta fram parametrar vilka på ett ingenjörsmässigt rimligt sätt påvisar fullständigheten i beräknade spänningsresponser och ger de krav på elementstorlek och nyttjat i tidssteg som bör ställas. Utgångspunkten har varit att tillgång till strukturmodellen av aktuellt rörsystem ej skall vara nödvändig för en sådan bedömning.

Principen som valts bygger på antagandet att med utgångspunkt från ett mått på fullständigheten i den exciterande belastningssignalen skall möjlighet även ges till en bedömning av valda analysparametrar i den strukturmekaniska beräkningen. Motivet till detta val framgår delvis av den diskussion som förs i avsnittet 5.1 nedan.

I avsnitt 5.2 härleds parametrar vilka nyttjas till att just bestämma fullständigheten i belastningssignalerna vilka beräknas i steg 1.

I kapitel 6 diskuteras hur de i avsnitt 5.2 härledda parametrarna nyttjas i syfte att påvisa fullständigheten i beräknade spänningsresponser.

5.1 Konvergensparametrar kopplade till både fluid och struktur

I vårt tidigare arbete, se referens /1/, härleddes konvergensparametrar baserat på systemmatrisen för det kopplade elasto-akustiska systemet bestående både av rörstrukturen och den inneslutna fluiden. I tillägg härleddes även en konvergensparameter avsedd för kontroll av strukturresponsen vid tillämpning av okopplad analys med den sk 2-stegsmetoden. Konvergensparametrarna för bägge dessa fall bygger på en aktuell specifik numerisk modell av ett rörsystem. Den storhet som nyttjades för konvergensparametrarna var töjningsenergin i strukturen och motsvarande volymetriska töjningsenergi i fluiden, allt associerat till vågutbredningen enbart. Det skall här poängteras att de konvergensparametrar som härletts bygger på att ekvationssystemet transformeras till modala koordinater och att det estimerade felet är associerat till storleken på den reducerade modala bas som nyttjas i responsberäkningen. Modal superposition är den vanligast förekommande lösningsmetoden i svenska kärnkrafttillämpningar och den metod som tillämpas i programmet PIPESTRESS.

Den modell som användes i det tidigare arbetet i syfte att påvisa rimligheten i härledda konvergensparametrar visas i figur 5.1. Samma modell och samma parametrar har här nyttjats i syfte att påvisa hur graden av förankring till omgivningen påverkar konvergensten av strukturresponsen och tryckstörningen. De beräkningar som redovisas här bygger på kopplade elasto-akustiska beräkningar. I tillägg till de konvergensparametrar som är associerade till det kopplade problemet har även motsvarande parameter beräknats utgående enbart från ett system innehållande fluiden men där hänsyn tagits till omgivande rörs flexibilitets inverkan på fluidens ljudhastighet baserat på Joukowskys formel, se referens /1/. För ett sådant system kan konvergensparametern härledas analytiskt, vilket redovisas i avsnitt 5.2.

De två uppsättningar av strukturrandvillkor som nyttjats här är beskrivna i figuren 5.2. Konfiguration 1 motsvarar ett mycket flexibelt rörsystem som endast är förankrat i än-

darna. Detta är samma konfiguration som nyttjades i referens /1/ i syfte att påvisa rimligheten i härledda konvergensparametrar. I konfiguration 2 är röret förankrat så mycket som får anses vara praktiskt möjligt om problem ej skall uppstå på grund av längdändring vid termisk belastning. De två konfigurationerna motsvarar alltså två praktiskt möjliga ytterlighetsfall vad gäller restriktioner på strukturen. Konvergensen har beräknats utgående från en strikt impulsexcitering vilket motsvarar en ventilstängning verkande under en oändligt kort tid.

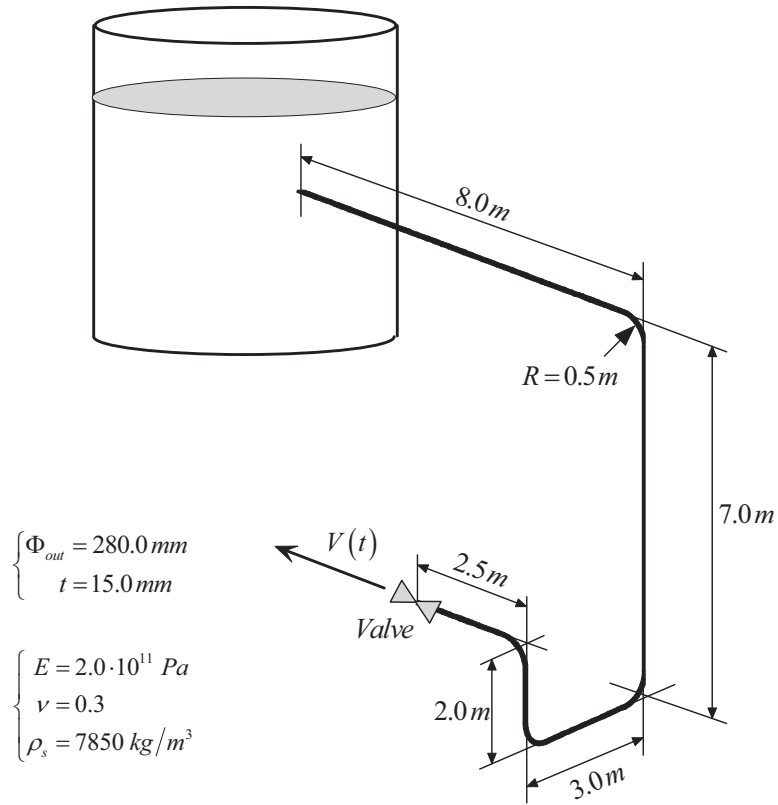
De resultat som redovisas i figur 5.3 är utgående från att röret innehåller vatten med initialtryck 7.0 MPa och temperaturen 200 °C ($\rho_f \approx 868.8 \text{ kg/m}^3$ och $c_f \approx 1351.6 \text{ m/s}$).

I figur 5.4 ges resultat utgående från att röret innehåller ånga med initialtryck 7.0 MPa och temperaturen 286 °C ($\rho_f \approx 36.5 \text{ kg/m}^3$ och $c_f \approx 489.6 \text{ m/s}$).

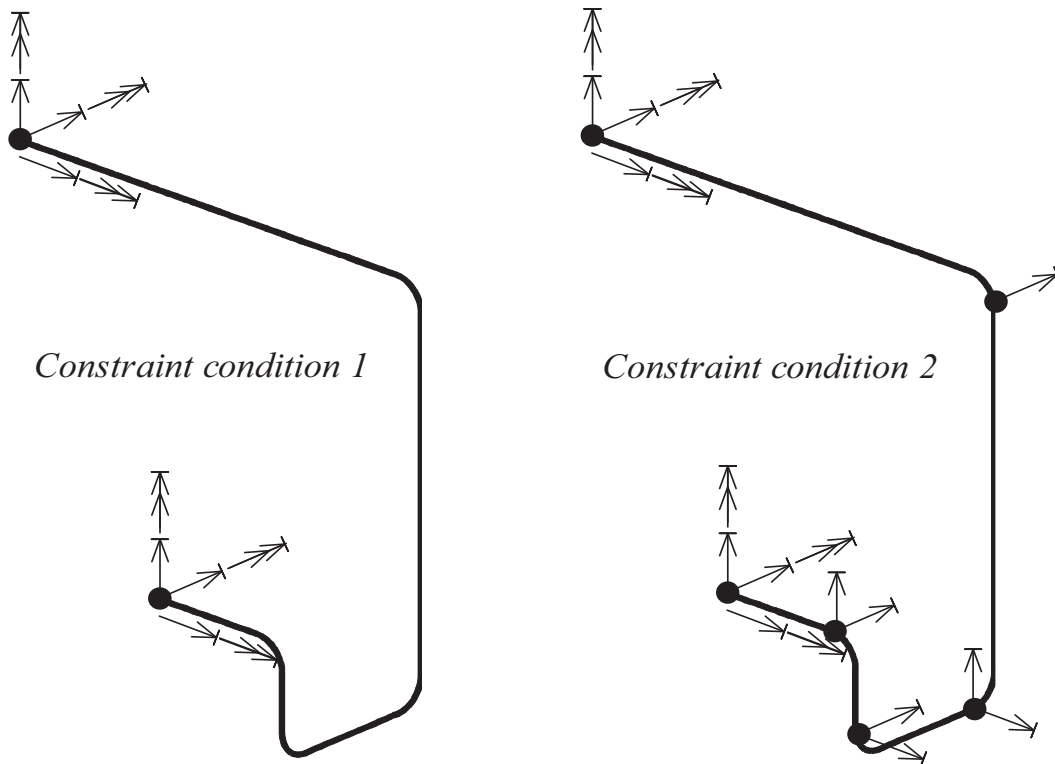
Utgående från de resultat som presenteras i figur 5.3 och 5.4 kan ett antal slutsatser dras:

- (i) Graden av restriktioner införda på strukturen påverkar starkt konvergensen av töjningsenergin i strukturen. Konvergensen i strukturen enligt konfiguration 2 är avsevärt sämre än i den mer flexibla konfiguration 1. Detta gäller i synnerhet i fallet med ånga i röret. En rimlig förklaring till detta är att den kvasistatiska andelen av strukturresponsen ökar med ökande antal införda restriktioner. Detta påtalar vikten av att, i tillägg till reducerade modala basen, alltid införa den kvasistatiska delen av responsen, vilken i programmet PIPESTRESS betecknas *left-out force*. I de i detta arbete utförda testberäkningarna på verkliga system, ångledning och matarvattenledning, har denna inverkan specifikt studerats.
- (ii) Konvergensen av tryckresponsen i fluiden påverkas mycket svagt av graden av restriktioner införda på strukturen. Detta gäller i synnerhet för fallet med ånga i röret. I fallet med ånga är detta naturligt då ångans densitet är så låg att interaktionen mellan struktur och ånga är mycket svag, ett i det närmaste okopplat problem. Den klart dominerande mekanismen i kopplingen mellan fluid och struktur i ett rör med vanliga dimensioner är den som ges av rörets radiella flexibilitets bidrag till kompliansen i fluiden, vilket medför en sänkt ljudhastighet i fluiden. Denna koppling är för de förlopp som analyserats här rent kvasistatisk, dvs den adderade kompliansen bestäms helt av rörets statiska flexibilitet.
- (iii) De jämförelser som kan göras mellan konvergensparametrarna för fluiden baserat på ett elasto-akustiskt kopplat system och de som baserats på fluiden enbart visar stora likheter. För fallet med ånga är detta fullt naturligt då problemet är mycket svagt kopplat. Betraktar man figur 5.4 kan man konstatera att parametern baserad på ångan enbart, grön kurva, mycket väl sammanfaller med parametern baserad på det elasto-akustiska systemet. Detta gäller i synnerhet konfiguration 2. Införs ännu fler restriktioner på strukturen, förutom radiell expansion, kommer dessa kurvor att sammanfalla. Även för fallet med vatten i röret är skillnaden mellan parametern baserad på det kopplade systemet och den som baserats på enbart fluiden begränsad.

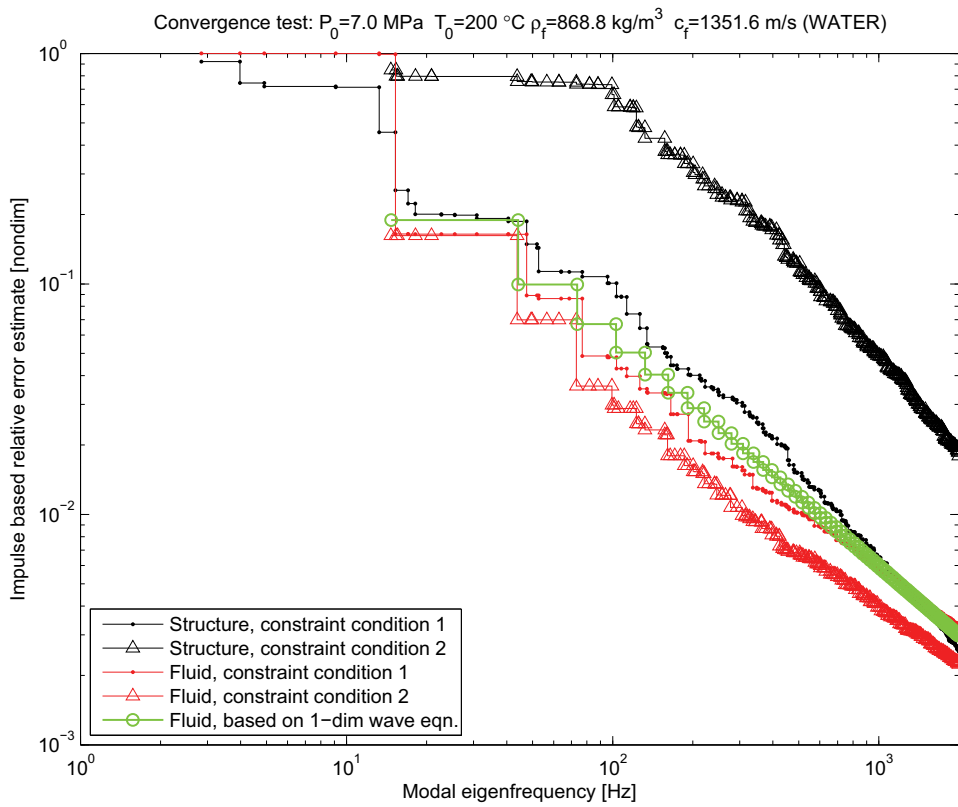
Dessa resultat visar på att det är meningsfullt att, vid tillämpning av 2-stegsmetoden, bestämma rumslig diskretisering och tidssteg i den termohydrauliska beräkningen enbart baserat på fluidens egenskaper.



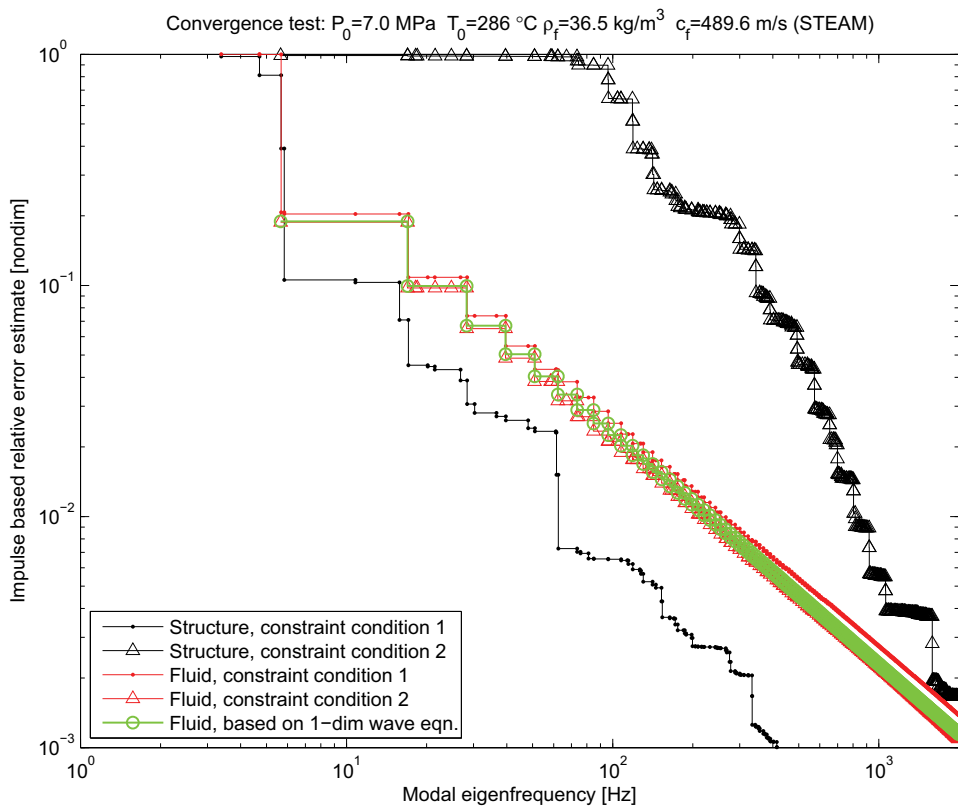
Figur 5.1. Geometri och modellparametrar för testmodell nyttjad i referens /1/.



Figur 5.2. Konfigurationer av randvillkor för konvergensstudier.



Figur 5.3. Konvergens beroende på konfiguration. Rör med vatten.
Kopplat elasto-akustiskt system.



Figur 5.4. Konvergens beroende på konfiguration. Rör med ånga.
Kopplat elasto-akustiskt system.

5.2 Konvergensparameter kopplad till volymtöjningsenergin i vågutbredningen i fluiden

I det fall att den sk 2-stegsmetoden tillämpas måste man kunna förutsätta att den strukturbelastning som ges, i form av kraftsignaler beräknade i ett första steg med exempelvis RELAP5, är fullständig i den mening att den avspeglar hela den vågutbredningsenergi som störningen orsakar. Den som endast har tillgång till de från RELAP5 genererade kraftsignalerna har ej möjlighet att utföra en kontroll av detta.

Här nedan härleds en konvergensparameter avsedd att nyttjas i syfte att bestämma rimlig diskretisering i den termohydrauliska modellen och bedöma fullständigheten i genererade kraftsignaler. På samma sätt som tidigare utgår vi från att den dominerande delen av belastningen på strukturen är att härleda till den energi som uppkommer på grund av vågutbredningen i fluiden. Skillnaden i angreppssättet jämfört med tidigare är att vi här utgår från ett förenklat fall och nyttjar en rent analytisk lösning av vågutbredningen.

Vågutbredning i vätskan i ett rör, eller i gasen, kan beskrivas med differentialekvationen för det 1-dimensionella fallet enligt ekvationen (5.1). Variabeln P beskriver den akustiska tryckstörningen och c_f ljudhastigheten vid det aktuella tillståndet innan störningen.

$$\frac{\partial^2 P}{\partial x^2} = \frac{1}{c_f^2} \cdot \frac{\partial^2 P}{\partial t^2} \quad (5.1)$$

Vi inför nu förenklingen att störningen, i form av exempelvis en ventilstängning, införs i ena änden ($x=0$) av ett rör med längden L , utan förgreningar. Vi antar vidare att den andra änden av röret ($x=L$) ansluter till ett kärl där det kan antas att vågen fullständigt reflekteras. För ett sådant fall kan den fullständiga lösningen av den akustiska tryckstörningen enkelt beräknas genom att tillämpa modal superposition. Den aktuella modens våglängd λ_n , egenvinkelfrekvens ω_n och den akustiska tryckförändringens modform ϕ_n ges av uttrycken nedan.

$$\left\{ \begin{array}{l} \lambda_n = \frac{4L}{2n-1} \\ \omega_n = 2\pi \cdot \frac{c_f}{\lambda_n} = \frac{\pi(2n-1) \cdot c_f}{2L} \quad ; \quad n = 1, 2, \dots, \infty \\ \phi_n(x) = \cos\left(\frac{\pi(2n-1) \cdot x}{2L}\right) \end{array} \right. \quad (5.2)$$

Den fullständiga akustiska tryckstörningen $P(x, t)$ bildas genom att summera bidraget från alla akustiska moders respons $P_n(x, t)$ där storheten $Q_n(t)$ anger den generaliserade modala frihetsgradens respons.

$$\left\{ \begin{array}{l} P(x, t) = \sum_{n=1}^{\infty} P_n(x, t) \\ P_n(x, t) = \phi_n(x) \cdot Q_n(t) \end{array} \right. \quad (5.3)$$

Den uppkomna volymetriska töjningsenergin kan beräknas genom nedanstående integral där parametern $\rho_f c_f^2$ är fluidens bulkmodul. Uttrycket beskriver det volymändringsarbete som tryckstörningen utövar på den i röret inneslutna fluiden.

$$E_p = \frac{1}{\rho_f c_f^2} \cdot \int_V P^2 dV = \sum_{n=1}^{\infty} E_{pn} \quad (5.4)$$

Inför vi nu den modala beskrivningen kan ett uttryck skapas som ger ett mått på varje mods bidrag till den totala volymetriska töjningsenergin. Parametern A anger tvärsnittsytan.

$$E_{pn} = \frac{A}{\rho_f c_f^2} \cdot \int_0^L P_n^2(x) dx = \frac{A}{\rho_f c_f^2} \cdot \int_0^L Q_n^2 \cdot \phi_n^2(x) dx = \frac{A \cdot L}{2 \rho_f c_f^2} \cdot Q_n^2 \quad (5.5)$$

Av uttrycket framgår att den modala töjningsenergin är direkt proportionell mot den modala responsen i kvadrat. Det går alltså att med enbart vetskap om den exciterande källans tidsförlopp bestämma varje enskild mods bidrag till den totala volymetriska töjningsenergin.

Den naturliga parametern att nyttja för att erhålla den modala maxresponsen är den exciterande källans responspektrumvärde $S_D(\omega_n)$ vilken är associerad till den modala egenfrekvensen. Då källan för detta fall även beskriver den position vid vilken fluidvolymen avgränsas ($x=0$), blir relationen mellan responspektrumets värde och den aktuella modala maxresponsen sådan att maxresponsen ges direkt av responspektrumet, dvs $\Gamma_n = 1$.

$$\begin{cases} |Q_n(t)|_{\max} = \Gamma_n \cdot S_D(\omega_n) = \Gamma_n \cdot S_V(\omega_n) / \omega_n \\ \Gamma_n = \phi_n(x=0) = 1 \end{cases} \quad (5.6)$$

Nedan ges konvergensparametrar baserade på två typfall som kan vara tillämpbara vid tänkbara transientbelastningar i rörsystem.

5.2.1 Fallet med strikt impulsexcitering

Det första typfallet motsvarar en momentan ventilstängning, dvs en ventil som antas stänga på oändligt kort tid. Den källstyrka som verkar på vätskan i röret, eller på gasen, ges av tidsderivatan av massflödet i den position där ventilen sitter. En momentan ventilstängning innebär även att massflödet stryps från flödet vid utgångsläget till noll momentan. En källbeskrivning för detta fall ges alltså i form av en deltafunktion. Den modala maxresponsen för en sådan belastning är sådan att alla modala frihetsgrader får samma maximala hastighet. I detta fall är denna hastighet ett mått på första tidsderivatan av den modala tryckstörningen, dvs $|\dot{Q}_n(t)|_{\max}$.

Med detta som utgångspunkt kan ett analytiskt uttryck direkt härledas vilket beskriver relationen i volymetrisk töjningsenergi mellan alla moders maxrespons. Vidare kan den totala energin bestämmas då den oändliga summan har en enkel lösning.

$$S_V(\omega_n) = C \Rightarrow \begin{cases} E_{Pn} = \frac{AC^2L^3}{c_f^4\rho_f} \cdot \frac{2}{\pi^2(2n-1)^2} \\ E_P = \sum_{n=1}^{\infty} E_{Pn} = \frac{AC^2L^3}{c_f^4\rho_f} \end{cases} \quad (5.7)$$

Utgår vi nu från att en numerisk modell förmår beskriva alla moder ned till en given våglängd $\lambda_{n=N}$ med rimlig noggrannhet, kan ett mått definieras vilket beskriver hur stor andel av den totala töjningsenergin som saknas eller vars tryckfördelning är osäkert bestämd. Vi kallar detta mått ε_{PN} .

$$\varepsilon_{PN} = \left(E_P - \sum_{n=1}^N E_{Pn} \right) / E_P = 2 \cdot \Psi'(N+1/2) / \pi^2 \quad (5.8)$$

$$\sum_{n=1}^N \frac{1}{(2n^2-1)} = \pi^2/8 - \Psi'(N+1/2)/4$$

Funktionen $\Psi'(z)$ kallas trigammafunktionen vilken nyttjas till att beräkna den ändliga summan.

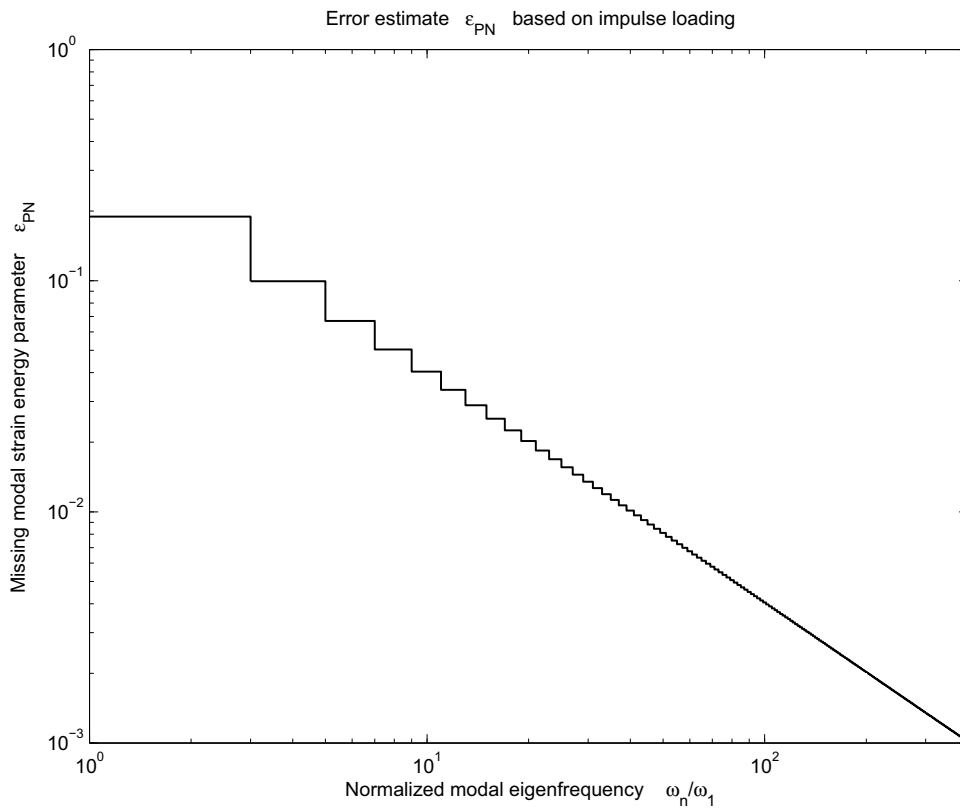
I figuren 5.5 nedan ges måttet ε_{PN} som funktion av den högsta modala egenfrekvensen som kan anses vara rimligt bestämd med en given numerisk modell.

I figur 5.3 och 5.4 ovan ges parametern ε_{PN} enligt (5.8) för testmodellen enligt figur 5.1 som jämförelse med de konvergensparametrar som beräknats baserat på det kopplade elasto-akustiska systemets systemmatriser. I figur 5.3 och 5.4 har dock, till skillnad mot i figur 5.5, den aktuella modala egenfrekvensen nyttjats som oberoende variabel.

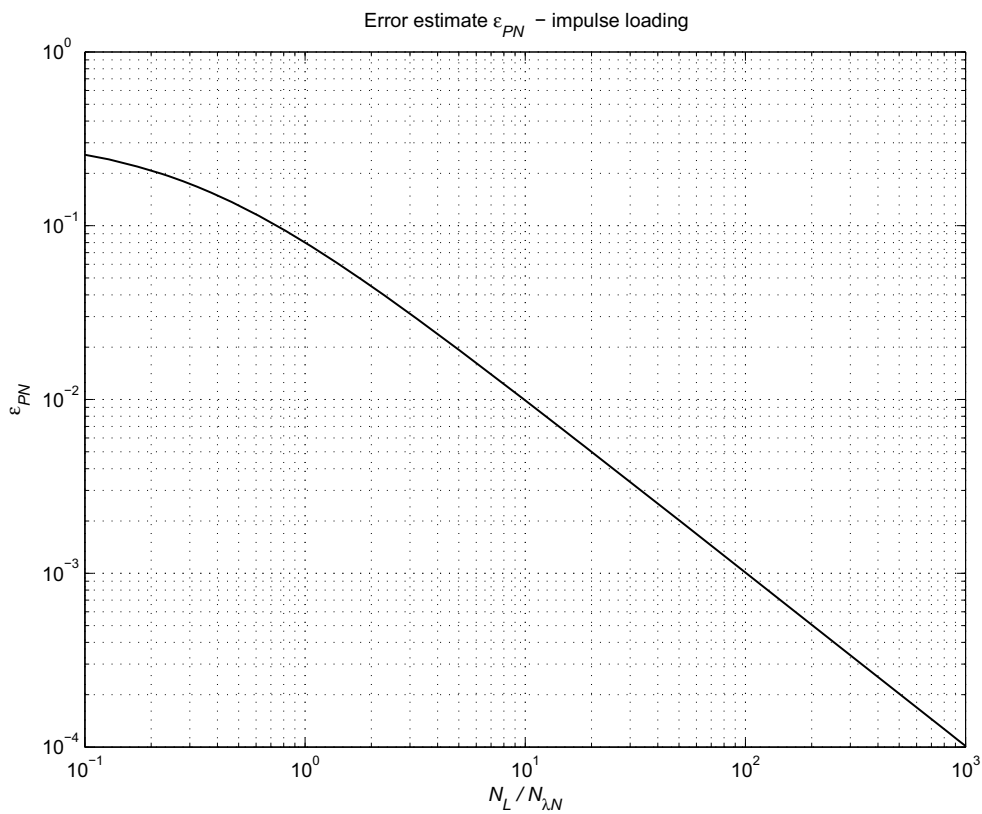
Ett mera direkt sätt att nyttja måttet ε_{PN} för detta specifika fall med impulsexcitering kan vara att bestämma hur många element N_L som behövs över den totala rörsträckan L för en given noggrannhet. Ett uttryck för detta kan härledas genom att kombinera ekvationen (5.8) med uttrycket beskrivande relationen mellan våglängd λ_n och modtalet n , dvs (5.2). På samma sätt som tidigare måste ett antagande göras angående antalet element per våglängd för den kortaste våglängden som kan antas vara beskriven med rimlig noggrannhet. Vi kallar detta värde för N_{λ_N} . I figur 5.6 ges lösningen av ε_{PN} som funktion av parametern N_L/N_{λ_N} . För rimligt acceptabla värden på ε_{PN} kan kurvan i figur 5.6 approximeras med uttrycket (5.9).

$$N_L \geq \frac{N_{\lambda_N}}{10 \cdot \varepsilon_{PN}} \quad (5.9)$$

Som framgår av ekvation (5.9) måste parametern N_{λ_N} bestämmas. En möjlig väg att bestämma N_{λ_N} kan vara att utgå från kunskapen om felet i diskret spektrum som diskuteras i avsnitt 4.3. En ansats om hur detta kan utnyttjas diskuteras i avsnitt 5.2.3.



Figur 5.5. Konvergens vid endimensionell impulsexciterad vågutbredning.



Figur 5.6. Konvergens vid endimensionell impulsexciterad vågutbredning.

5.2.2 Fallet med puls av given varaktighet τ

Svagheten med den konvergensparameter som härletts i avsnitt 5.2.1 ovan är att bidraget till volymtöjningsenergin från högfrekventa moder överestimeras. Detta då alla verkliga belastningar har en viss varaktighet. Varaktigheten i belastningen får effekten att pseudohastighetsresponsen S_V minskar med ökande egenfrekvens. Utgår man från uttrycket (5.7) kan man konstatera att detta kan få en stark inverkan på konvergensen då den modala volymtöjningsenergin är proportionell mot kvadraten på den modala pseudohastighetsresponsen $S_V(\omega_n)$. Det kan därför vara motiverat att modifiera uttrycket för den modala volymtöjningsenergin E_{pn} så som i (5.10).

$$E_{pn} = \frac{A \cdot L^3}{c_f^4 \rho_f} \cdot \frac{2 \cdot S_V(\omega_n)^2}{\pi^2 (2n-1)^2} \quad (5.10)$$

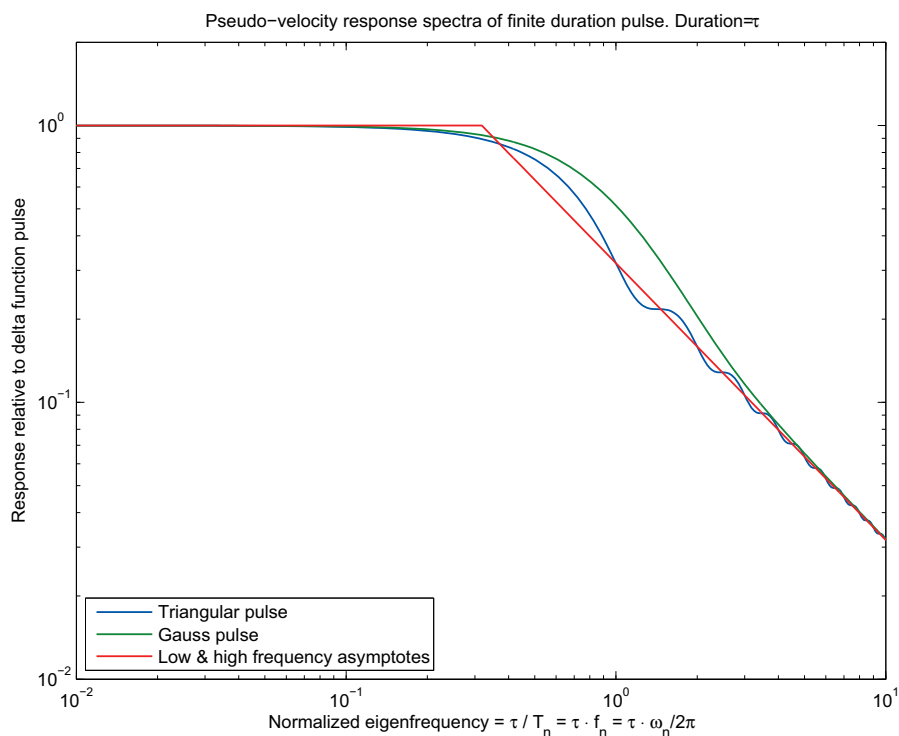
Införs denna inverkan kan man ej längre analytiskt härleda ett slutet uttryck på vare sig den modala eller totala volymtöjningsenergin. I figuren 5.7 ges pseudohastighetsresponsen som funktion av en normerad egenfrekvens $S_V(\tau \cdot \omega_n / 2\pi)$ där parametern τ är ett mått på varaktigheten i excitationen, vanligen ventilstängningstiden. Antar vi att excitationen orsakas av en ventilstängning är en rimlig ansats att ändringen av massflödet genom ventilen kan beskrivas som en parabel. Excitationen i form av källstyrka blir då en triangelpuls med varaktighet τ . I figuren 5.7 finns två alternativa responspektrum beskrivna i tillägg till responspektrumet baserat på en triangelpuls.

Ett av de alternativa spektrumen beskriver asymptoterna för låga respektive höga frekvenser för triangelpulsen. Lågfrequensasymptoten avspeglar tidsintegralen av källstyrkan, dvs ett mått på impulsen. Högfrequensasymptoten motsvarar max-amplituden av exciterande källstyrka, dvs ett mått på den kvasistatiska responsen.

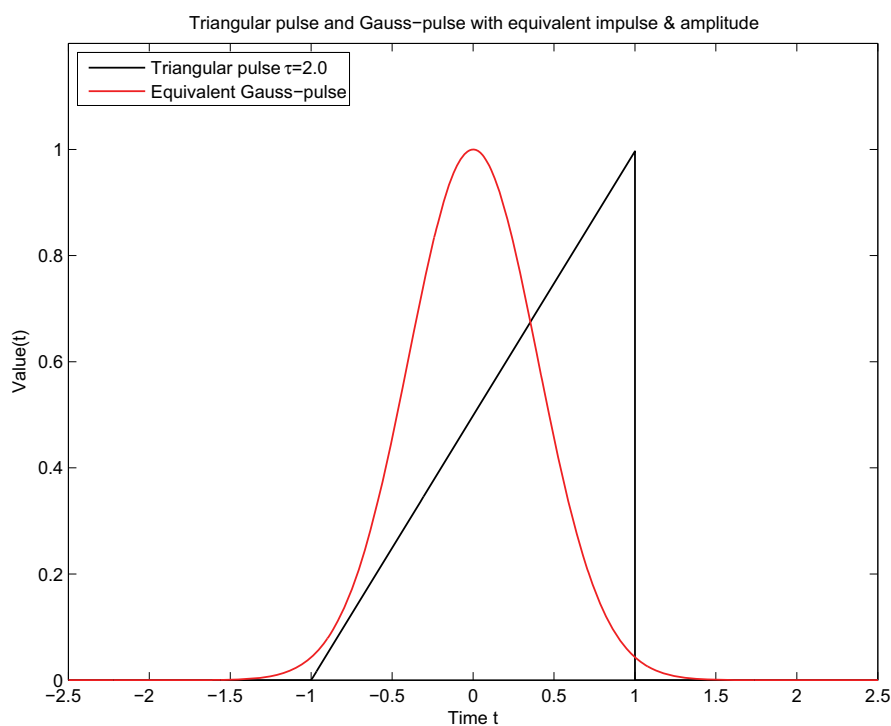
Den andra alternativa kurvan beskriver responspektrum för en sk Gauss-puls. En sådan Gauss-puls har till skillnad från triangelpulsen ingen klart definierad varaktighet. Som utgångspunkt för beräkningen av konvergensparametern baserat på uttrycket (5.10) har en Gauss-puls utnyttjats med samma asymptotiska egenskaper som triangelpulsen. Skälet till det valet är att verkliga excursionsförlopp med nödvändighet avviker något från triangelpulsen. Som framgår av figur 5.7 överskrider responspektrumkurvan för den ekvivalenta Gauss-pulsen den för triangelpulsen. I figur 5.8 jämförs triangelpulsen med en Gauss-puls med ekvivalenta egenskaper vad gäller impuls och kvasistatisk respons, dvs de två pulstyper som varit utgångspunkten för responspektrumen i figur 5.7.

Införs nu responspektrum $S_V(\tau \cdot \omega_n / 2\pi)$ i uttrycket (5.10) kan ett diagram skapas, motsvarande det som ges i figur 5.6 för ren impulsexcitering, med den skillnaden att parametern τ/T_1 tillkommer. Parametern T_1 anger periodtiden den fundamentala egenfrekvensen. Alltså är värdet τ/T_1 ett relativt mått på pulstiden. I figur 5.9 ges volymtöjningsparametern ε_{pn} associerad till denna relativa pulstid, i detta fall utgående från karaktären från den ekvivalenta Gauss-pulsen. Fallet $\tau/T_1 = 0$ motsvarar det ytterlighetsfall, en strikt impuls, som diskuterats i avsnitt 5.2.1 och som ges figur 5.6. Här framgår tydligt den starka inverkan som pulstiden har, ju längre pulstid desto mindre krav på modellens diskretisering.

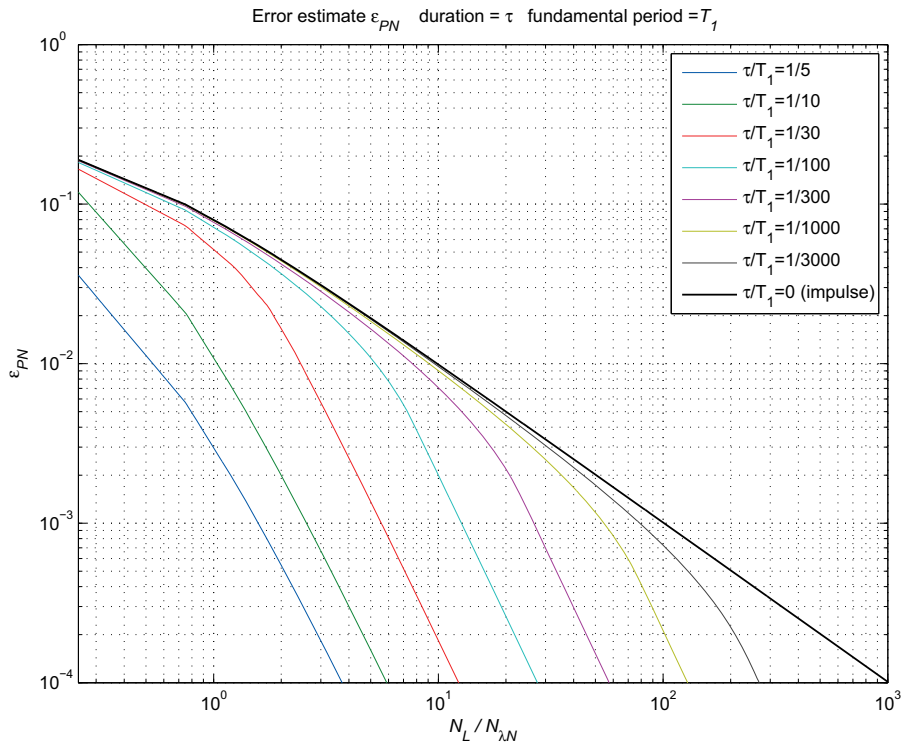
På samma sätt som diskuterats i anslutning till fallet ren impuls måste parametern N_{λ_N} bestämmas. En möjlig väg att bestämma N_{λ_N} kan vara att utgå från kunskapen om felet i diskret spektrum som diskuterats i avsnitt 4.3. En ansats om hur detta kan utnyttjas diskuteras i avsnitt 5.2.3.



Figur 5.7. Modal maxrespons vid pulsexcitering relaterad till pulsens varaktighet τ .



Figur 5.8. Triangelpuls och Gauss-puls med samma impuls och kvasistatiska respons.



Figur 5.9. Konvergens vid endimensionell vågutbredning relaterad till pulsens varaktighet.

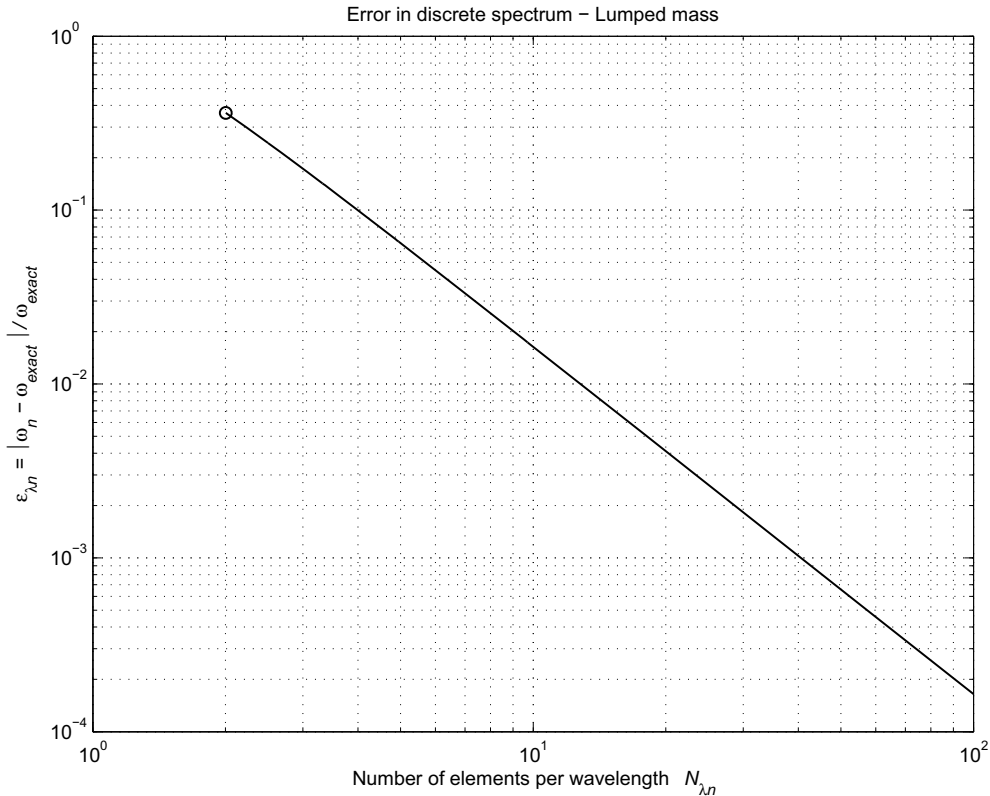
5.2.3 Angående inverkan från fel i diskret spektrum

Den konvergensparameter ε_{PN} som härletts ovan förutsätter att alla moder med fler element per våglängd än $N_{\lambda N}$ är exakt beskrivna både vad gäller egenfrekvens och egenvektor. För en numerisk modell kan naturligen detta villkor inte vara exakt uppfyllt, detta då den rumsliga diskretiseringen medför ett gradvis, med minskande våglängd, ökande fel både vad gäller egenfrekvens och egenvektor. I avsnitt 4.3 identifierades detta fel som är direkt relaterat till antalet element per våglängd, fel i diskret spektrum. Ett fel som även är beroende av typ av rumslig diskretisering. I figur 5.10 ges felet i diskret spektrum av den typ som identifierats för vågutbredningsdelen i RELAP5. På motsvarande sätt som för uttrycket på ε_{PN} kan kurvan beskrivande felet i diskret spektrum approximeras med ett enkelt uttryck enligt (5.11). Vi kallar detta fel $\varepsilon_{\lambda N}$. Detta fel är alltså ej direkt omhändertaget via parametern ε_{PN} .

$$\varepsilon_{\lambda N} = \frac{|\omega_N - \omega_{N_{\text{exakt}}}|}{\omega_{N_{\text{exakt}}}} \leq \frac{1.645}{N_{\lambda N}^2} \quad (5.11)$$

Ett tillvägagångssätt som kan vara ingenjörsmässigt rimligt är att förutsätta att parametern $\varepsilon_{\lambda N}$ skall ha en viss relation till värdet på ε_{PN} och att värdet på $\varepsilon_{\lambda N}$ ej skall vara det styrande för det estimerade felet på volymtöjningsenergin. En djupare analys av vilken relation som är optimal har ej genomförts i detta arbete då det bedömts ligga utanför uppdraget. Ett antal testberäkningar har dock utförts. Erfarenheten av dessa beräkningar har givit indikationer på att relationen $\varepsilon_{\lambda N} = \varepsilon_{PN}/10$ kan vara motiverad.

Inför man denna ansats kan man beräkna det totala antalet element N_L över rörsträckan L som kan ställas i relation till ett önskat värde på konvergensparametern ε_{PN} . I figur 5.11 ges en sammanställning av en sådan analys.

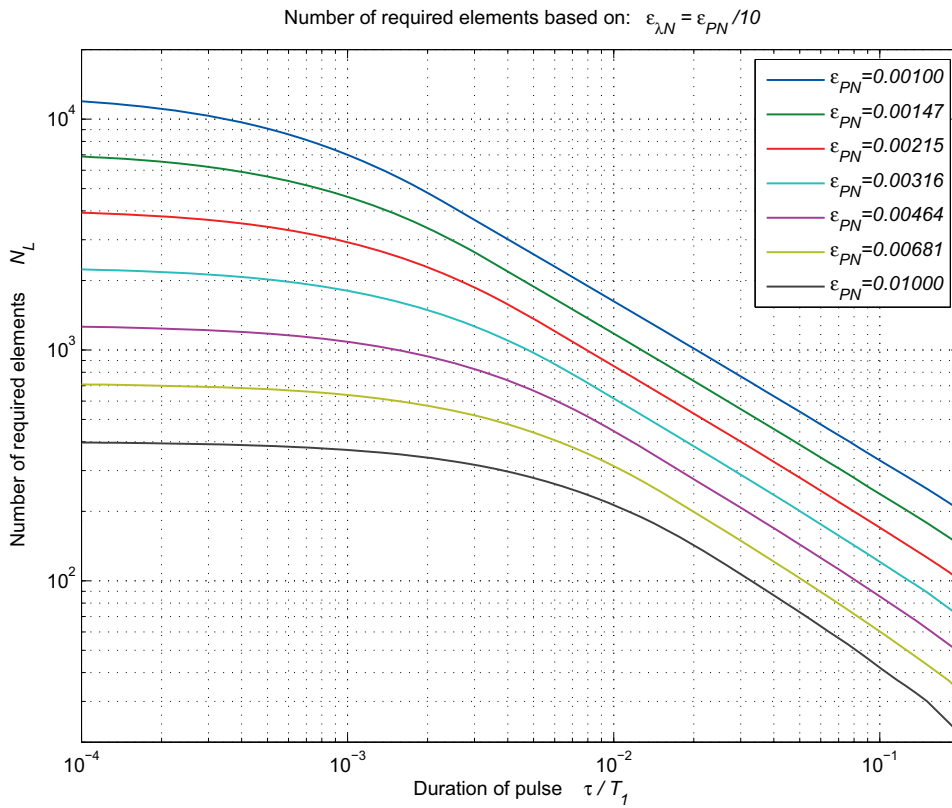


Figur 5.10. Fel i beräknad egenfrekvens relaterat till antalet element per våglängd.

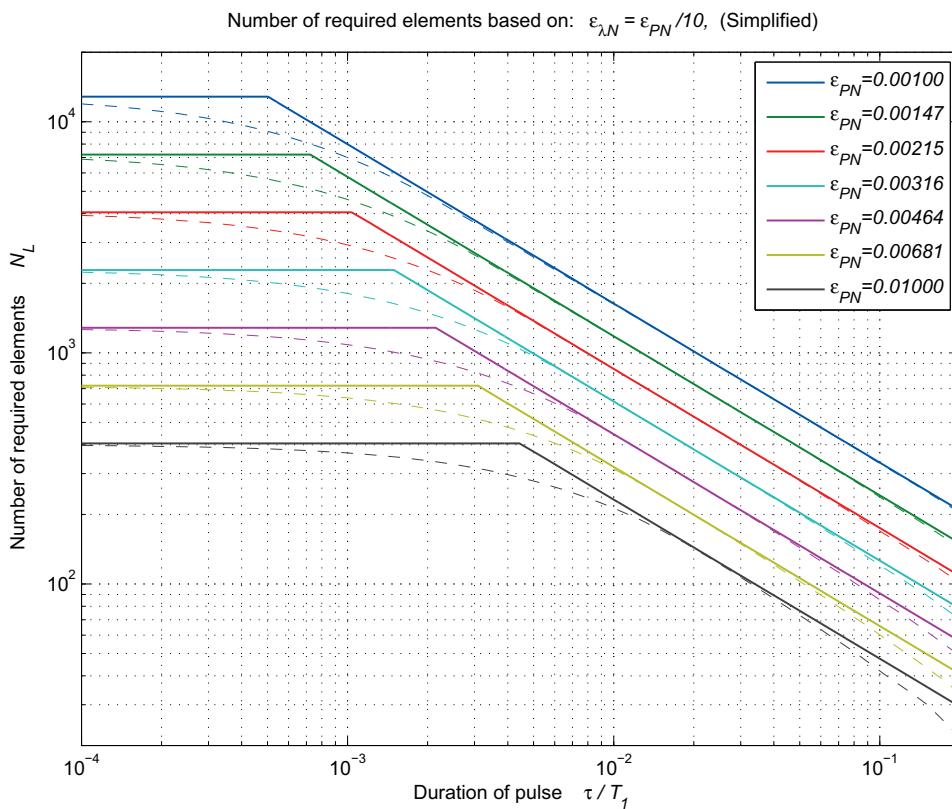
Kurvorna i figur 5.11 kan inte beskrivas med någon enkel formel. Det går dock att beskriva dem med hjälp av två asymptoter. Den ena av dessa beskriver fallet strikt impuls och kan härledas genom att kombinera uttrycket (5.9) och (5.11). Detta motsvarar fallet att $\tau/T_1 \rightarrow 0$. Den andra delen av kurvan beskriver en approximativ asymptot för relativt sett längre pulstider. Kombinerar bägge dessa förenklingar kan ett uttryck skapas där antalet element N_L över sträckan L relaterat till felet ε_{PN} :

$$N_L \geq \min \left(\frac{\gamma}{\varepsilon_{PN}^\alpha \cdot (\tau/T_1)^\beta}, \frac{0.406}{\varepsilon_{PN}^{3/2}} \right) ; \begin{cases} \alpha = 0.848 \\ \beta = 0.689 \\ \gamma = 0.195 \end{cases} \quad (5.12)$$

I figur 5.12 ges resultatet av ekvation (5.12) jämfört med de kurvor som ges i figur 5.11. De konstanter α, β, γ som ges i ekvation (5.12) är valda sådana att den förenklade beskrivningen skall motsvara en övre gräns för de kontinuerliga kurvorna. Alltså kan ekvation (5.12) vara utgångspunkten för rimligt val av den rumsliga diskretiseringen av RELAP5-modellen.



Figur 5.11. Estimerat krav på antalet element N_L baserat på $\varepsilon_{\lambda N} = \varepsilon_{PN}/10$.



Figur 5.12. Estimerat krav på antalet element N_L baserat på $\varepsilon_{\lambda N} = \varepsilon_{PN}/10$ med förenklat uttryck enligt (5.12).

5.2.4 Angående inverkan av numerisk dämpning

Den numeriska dämpningen i RELAP5 som identifierats och diskuteras i avsnitt 4.4 påverkar även responsen på ett sätt som innebär att ett fel introduceras utöver de två fel som är associerade till parametrarna ε_{λ_N} och ε_{PN} . Som framgår av diskussionen i avsnitt 4.4 kan denna numeriska dämpning approximativt estimeras, se ekvationen (4.4). Utgående från (4.4) kan ett lämpligt tidssteg väljas i avsikt att undertrycka den del av responsen vilken är associerad till de svängningsmoder vilka härrör från den övre delen av det diskreta spektrumet som också är förknippade med störst fel. Det är främst responsen från dessa moder som bidrar till sk ”ringning”. Problemet är att välja ett lämpligt värde på denna numeriska dämpning. Då en djupare analys av detta ej har bedömts ligga inom detta arbete har den princip som nyttjats här byggt på ansatsen att dämpningen för den svängningsmod som kan associeras till våglängden λ_N skall vara väl under den dämpning som skall tillägnas rörstrukturen i efterföljande strukturmekaniska beräkningar för rörsystemet. Vi betecknar dämpvärdet, den numeriska dämpningen, som associeras till våglängden λ_N med ζ_N . Vi utgår från att den lägsta dämpningen som kan vara aktuell i den strukturmekaniska röranalysen är 2%. Ett antal testberäkningar har visat att ett rimligt värde på ζ_N kan vara 0.5% vilket ligger väl under den lägsta tänkbara strukturmekaniska dämpningen. Det skall här poängteras att den numeriska dämpningen, enligt uttrycket (4.4), inverkar på sådant sätt att den kan beskrivas vara direkt proportionell mot svängningsfrekvensen. Detta medför att den dominerande delen av volymtöjningsenergin i den från RELAP5 beräknade responsen är avsevärt lägre dämpad än de 0.5% som ansats associerad till våglängden λ_N . Utgår man från uttrycket (4.4) kan ett lämpligt tidssteg indirekt bestämmas enligt nedan.

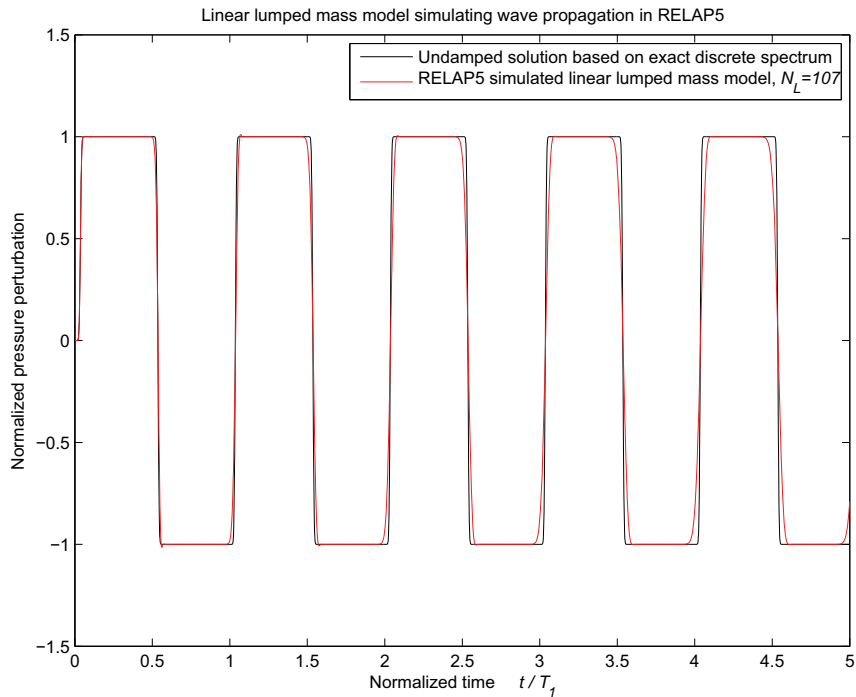
$$\zeta \approx 3.25 \cdot \Delta t \cdot f ; \quad \begin{cases} \zeta = \zeta_N \\ f = f(\lambda_N) = c_f / \lambda_N \\ \lambda_N = L_{el} \cdot N_{\lambda_N} \\ \Delta t_c = L_{el} / c_f \end{cases} \Rightarrow \Delta t = \Delta t_c \cdot N_{\lambda_N} \cdot \frac{\zeta_N}{3.25} \quad (5.13)$$

Nyttjar vi uttrycket (5.11) och inför villkoret att $\varepsilon_{\lambda_N} = \varepsilon_{PN} / 10$ kan ett lämpligt tidssteg direkt bestämmas baserat på ε_{PN} genom att parametern N_{λ_N} elimineras:

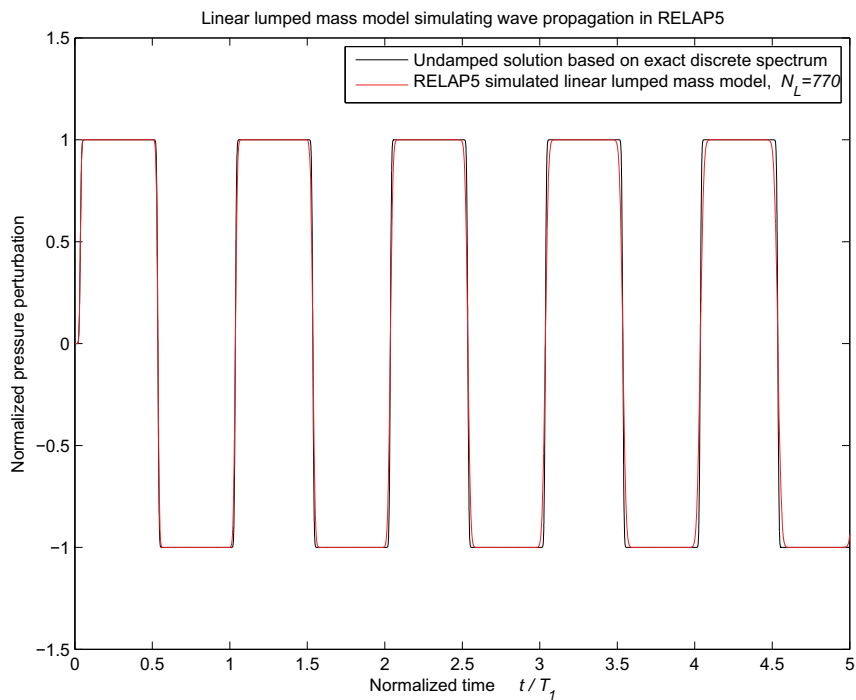
$$\begin{cases} \varepsilon_{\lambda_N} = \varepsilon_{PN} / 10 \\ \varepsilon_{\lambda_N} \leq \frac{1.645}{N_{\lambda_N}^2} \end{cases} \Rightarrow \Delta t \approx 1.25 \cdot \Delta t_c \cdot \frac{\zeta_N}{\sqrt{\varepsilon_{PN}}} \quad (5.14)$$

I figur 5.13 redovisas en linjär beräkning där egenskaperna som identifierats förknippade med RELAP5 införts. Konfigurationen är densamma som den som ges figur 4.1, dvs ett rakt rör med full reflektion i änden $x=L$ och en stängande ventil i positionen $x=0$. Pulstiden har satts till 3/100 av den fundamentala periodtiden T_1 vilket motsvarar en ventilstängningstid som kan förekomma i verkliga tillämpningar. Volymtöjningsparametern ε_{PN} har satts till 0.01. Parametern ε_{λ_N} har satts till värdet $\varepsilon_{PN} / 10$. Högre värden på ε_{PN} än 0.01 bör inte användas. Detta motsvarar den diskretisering som ges av figur 5.11, i detta fall 107 st element. Tidssteget är baserat på uttrycket (5.14) och $\zeta_N = 0.5\%$ vilket ger $\Delta t = \Delta t_c / 16$. Av figur 5.13 framgår att den simulerade RELAP5-responsen avviker från den lösning som kan baseras på ett exakt diskret spektrum och som saknar numerisk dämpning. Enda möjligheten att förbättra lösningen är att förfina

diskretiseringen, dvs öka antalet element. Exempel på detta ges i figur 5.14 där respon-
sen för samma konfiguration och pulstid beräknats men med villkoret att $\varepsilon_{PN} = 0.001$
och $\varepsilon_{\lambda N} = \varepsilon_{PN}/10$.



Figur 5.13. Transient beräknad med linjär modell baserad på värdena $\varepsilon_{\lambda N} = \varepsilon_{PN}/10$,
 $\varepsilon_{PN} = 0.01$, $\tau/T_1 = 0.03$ och $\zeta_N = 0.005$. Baserat på dessa parametervärden ges
följande modellparametrar: $N_L=107$ och $\Delta t = \Delta t_c/16$.



Figur 5.14. Transient beräknad med linjär modell baserad på värdena $\varepsilon_{\lambda N} = \varepsilon_{PN}/10$,
 $\varepsilon_{PN} = 0.001$, $\tau/T_1 = 0.03$ och $\zeta_N = 0.005$. Baserat på dessa parametervärden ges
följande modellparametrar: $N_L=770$ och $\Delta t = \Delta t_c/5$.

6 Analysparametrar för rörstruktur

I avsnitt 5.2 ovan beskrivs de parametrar som härletts i syfte att på ett kontrollerat sätt bestämma rumslig diskretisering och tidssteg för den termohydrauliska beräkningen av krafter som verkar på rören. Avsikten har här varit att tillgång till en strukturmekanisk modell av rörsystemet ej skall vara nödvändig för bedömning av adekvat tidssteg och elementstorlek i strukturmodellen. Vidare skall möjlighet finnas till att bedöma rimligheten i utförd datareduktion av belastningssignalerna.

6.1 Bestämning av maximal elementstorlek

Elementstorleken i rörmodellen måste vara vald sådan att spänningsresponsen på ett kontrollerat sätt är fullständigt bestämd, dvs en sann avspeglning av den på strukturen applicerade belastningen. Detta innebär att en förfining av strukturmodellen, genom minskad elementstorlek, endast marginellt påverkar den beräknade spänningsresponsen. I kapitel 5 härleddes en parameter ε_{PN} vars värde är ett mått på den andel av volymtöjningsenergin i vågutbredningen, i vattnet eller ångan, som ej kan antas vara beskrivet på ett korrekt sätt i strukturbelastningen, vad gäller tids- och rumsberoende. Vi kan alltså anta att andelen $1 - \varepsilon_{PN}$ anger den del av belastningen som är väl representerad både vad gäller tids- och rumsberoende. Utgångspunkten för ett rimligt kriterium för bestämmande av strukturens maximala elementstorlek är följaktligen att spänningsresponsen skall vara fullständigt bestämd för den del av belastningen som är associerad till andelen $1 - \varepsilon_{PN}$.

En väsentlig parameter vid bestämmande av maximal elementstorlek i strukturmodellen är den frekvens $f(\lambda_N)$ som utgör den övre gränsen av tidsberoendet för den andel volymtöjningsenergi i fluiden som antas vara korrekt bestämd. Om syftet är att spänningsresponsen skall vara fullständigt beskriven för belastningar med ett tidsberoende som begränsas av frekvensen $f(\lambda_N)$ måste den modala basen i strukturmodellen vara sådan att den dynamiska responsen korrekt hanteras motsvarande detta tidsberoende. Ett ingenjörsmässigt rimligt antagande kan vara att responsen av strukturmoder med högre egenfrekvens än $2 \cdot f(\lambda_N)$ kan approximeras till att uppträda kvasistatiskt, dvs utan dynamisk förstärkning och med samma tidsberoende som belastningen. Detta medför att det krav som skall ställas på strukturmodellen är att den maximala elementstorleken skall vara bestämd med utgångspunkt från gränsfrekvensen $2 \cdot f(\lambda_N)$. Det normala i röranalysprogram, exempelvis PIPESTRESS, är att programmet automatiskt väljer elementstorlek utgående från en av användaren bestämd övre gränsfrekvens, vi kallar denna frekvens för f_{Pipe} . Vi utgår här ifrån att den modala basen också ges av f_{Pipe} , dvs alla strukturmoder med egenfrekvens lika med f_{Pipe} och lägre ingår i den modala basen. Vi nyttjar alltså antagandet att $f_{Pipe} \geq 2 \cdot f(\lambda_N)$.

De konvergensparametrar som härletts och redovisas i kapitel 5 utgår från en mycket enkel rörkonfiguration, ett enstaka rör med längden L och med en störning i ena änden och full reflektion av vågen i den andra änden. Vi utgår här från att för ett verkligt system med förgreningar motsvarar sträckan L den längsta grenen som beskriver avståndet mellan störningen och anslutningen till en större volym, exempelvis reaktortanken. Periodtiden T_1 för den fundamentala egenfrekvensen i fluiden för det verkliga systemet, kan med den noggrannhet som här krävs sägas vara associerad till en stående våg med

våglängden λ_1 lika med sträckan $4L$. Utgår vi från detta samband kan frekvensen f_{Pipe} indirekt bestämmas enligt (6.1).

$$f(\lambda_N) = \frac{\lambda_1}{\lambda_N} \cdot \frac{1}{T_1} = \frac{4 \cdot L}{\lambda_N} \cdot \frac{1}{T_1} = \frac{4N_L}{N_{\lambda_N}} \cdot \frac{1}{T_1}$$

$$\Rightarrow$$

$$f_{Pipe} \geq 2 \cdot f(\lambda_N) = 2 \cdot \frac{4N_L}{N_{\lambda_N}} \cdot \frac{1}{T_1} \quad (6.1)$$

Nedan härleds hur f_{Pipe} direkt kan bestämmas utgående från ett antagande om karaktären på den exciterande källan verkande på den inneslutna fluiden i röret. På samma sätt som diskuterats i avsnitt 5.2 antas en strikt impuls och en puls med en given varaktighet.

6.1.1 Strikt impulsexcitering

Ett konservativt mått på f_{Pipe} kan mycket enkelt bestämmas om man utgår från antagandet att den termohydrauliska belastningen är orsakad av en mycket kort störning, exempelvis en momentan ventilstängning. Med ett sådant antagande kan uttrycket (5.9) tillämpas kombinerat med (6.1):

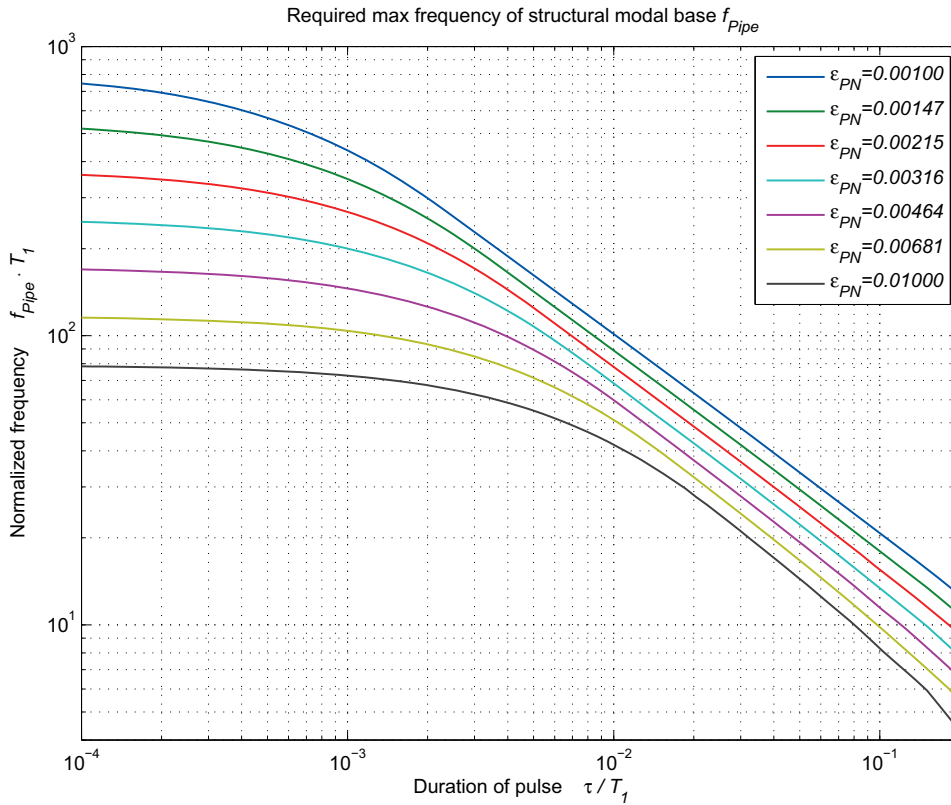
$$f_{Pipe} \geq \frac{0.8}{\varepsilon_{PN}} \cdot \frac{1}{T_1} \quad (6.2)$$

Det skall här noteras att periodtiden T_1 är den periodtid som kan identifieras som grundtonen i belastningssignalen. För de flesta tillämpningar leder dock uttrycket (6.2) till en mycket hög gränshfrekvens för den modala basen, vilket oftast leder till orimligt höga krav på diskretiseringen av rörmodellen.

6.1.2 Excitering med känd varaktighet τ

Som diskuterats i avsnitt 5.2.2 har excitationens varaktighet τ en betydande inverkan på hur energin i vågutbredningen i den inneslutna fluiden är fördelad mellan olika akustiska moder. Som visats i avsnitt 5.2.2 är den modala volymtöjningsenergin i fluiden starkt beroende av den exciterande källans varaktighet τ och då ställt i relation till periodtiden för den fundamentala egenfrekvensen i fluiden, dvs parametern T_1 . Inför vi parametern τ/T_1 kan på motsvarande sätt som i fallet diskretisering av RELAP5-modellen ett diagram skapas där kravet på diskretiseringen av strukturmodellen direkt ges. En lägsta gräns för strukturmodellens högsta egenfrekvens i den modala basen f_{Pipe} ges som funktion av den relativa pulstiden τ/T_1 och volymtöjningsparametern ε_{PN} . Ett sådant diagram ges i figur 6.1.

Som framgår av figur 6.1 ges parametern f_{Pipe} normerad på formen $f_{Pipe} \cdot T_1$. Detta innebär att de parametrar som krävs i syfte att estimera f_{Pipe} är pulstiden τ , exempelvis ventilstängningstid, periodtiden för den fundamentala svängningen i den inneslutna fluiden T_1 och det noggrannhetskrav som vi antar nyttjats vid termohydrauliska beräkningen givet av parametern ε_{PN} .



Figur 6.1. Estimerat krav på f_{Pipe} i strukturmodell baserat på felparametern för volymtöjningsenergi i fluid ε_{PN} .

Av figur 6.1 kan man tydligt se att kurvorna approximativt kan karaktäriseras med två asymptoter, en vid mycket korta relativa pulstider och en vid längre pulstider som kan tänkas uppträda i verkliga system.

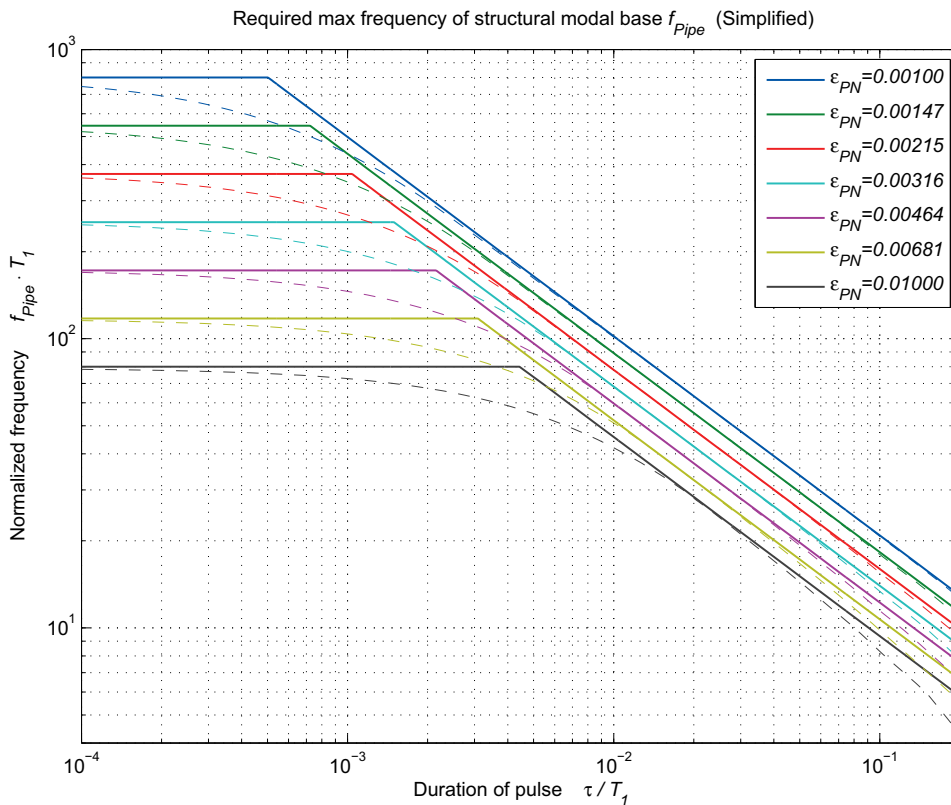
Asymptoten vid korta pulstider motsvarar ekvation (6.2) och kan alltså beskrivas med det uttrycket. Den lutande delen av kurvan, den för relativt sett längre pulstider, beskriver att en relativt sett större del av volymtöjningsenergin i fludien utgörs av moders respons som ej är att betrakta som ren impulsrespons.

Utgående från dessa egenskaper kan kurvorna i figur 6.1 approximativt beskrivas genom att bara nyttja asymptoterna. Konservativt kan kurvorna i figur 6.1 förenklas med följande uttryck:

$$f_{Pipe} \geq \min \left(\frac{\gamma}{\varepsilon_{PN}^\alpha \cdot (\tau/T_1)^\beta}, \frac{0.8}{\varepsilon_{PN}} \right) \cdot \frac{1}{T_1} \quad ; \quad \begin{cases} \alpha = 0.348 \\ \beta = 0.689 \\ \gamma = 0.386 \end{cases} \quad (6.3)$$

I figur 6.2 ges diagram baserat på ekvation (6.3) tillsammans med dem som ges i figur 6.1. De konstanter α, β, γ som ges i ekvation (6.3) är valda sådana att den förenklade beskrivningen skall beskriva en övre gräns för de kontinuerliga kurvorna. Alltså kan ekvation (6.3) vara utgångspunkten för rimligt val av den rumsliga diskretiseringen av strukturmodellen av ett rörsystem.

Det skall här påpekas att det är högst väsentligt att utöver att en rimlig modal bas väljs, med utgångspunkt från (6.3), att i tillägg till detta att den kvasistatiska responsen för övriga moder ingår. Denna del benämns *left-out force* i programmet PIPESTRESS.



Figur 6.2. Estimerat krav på f_{Pipe} i strukturmodell baserat på felparametern för volymtöjningsenergi i fluid ϵ_{PN} enligt förenklad formel (6.3).

6.2 Maximalt tidssteg

Det maximalt tillämpbara tidssteget, Δt_s^{\max} , som kan vara aktuellt vid strukturberäkningen måste vara sådant att responsen av moden i strukturen som är associerad till frekvensen f_{Pipe} hanteras på ett korrekt sätt. Detta innebär alltså att Δt_s^{\max} skall baseras på den maximala egenfrekvensen i den modala basen. I tabell 6.1 nedan redovisas de krav på tidssteg som föreskrivs enligt ASCE 4-98 Standard och då i princip baserat på samma förutsättningar.

Ingen av de integrationsmetoder som ges i tabell 6.1 tillämpas i PIPESTRESS. Den metod som tillämpas i detta program är exakt integration baserad på faltningintegralen dock med förutsättningen att belastningssignalen kan beskrivas som en styckvis linjär funktion mellan varje diskret sample. Lämpligt maximalt tidssteg för denna integrationsmetod bör då rimligen vara baserat på hur många sample som krävs för att på ett rimligt sätt upplösa tidsberoendet för den högst förekommande frekvensen i responssignalen. Slutsatsen av detta är att rimligt maximalt tidssteg vid beräkning i PIPESTRESS ej bör vara ett tidssteg som är längre än vad som föreskrivs i tabell 6.1.

Integrationsmetod	$\Delta t_s^{\max} \cdot f_{Pipe}$
Houbolt	1/15
Newmark	1/10
Wilson θ	1/10
Nigam-Jennings	1/5

Tabell 6.1. Maximalt tidssteg Δt_s^{\max} baserad på f_{Pipe} .

6.3 Datareduktion av belastningssignaler

Som diskuterats i avsnitten 4.4 och 5.2.4 kan skäl finnas till att välja ett tidssteg i beräkningen av de termohydrauliska krafterna som är avsevärt kortare än det tidssteg som är tillräckligt i syfte att beskriva tidsberoendet av dessa krafter.

I avsnitt 4.5 härleds värdet på den maximala frekvens som kan förekomma i belastningssignalen f_{cut} . Med kunskap om elementstorleken i RELAP5-modellen och den högsta ljudhastigheten som förekommer i fluiden under förloppet kan denna frekvens enkelt estimeras. Med utgångspunkt från denna frekvens kan en bedömning göras om nedsampling av belastningssignalen kan göras utan föregående lågpasfiltrering. Det längsta tidssteg som kan vara acceptabelt utan lågpasfiltrering kan då baseras på följande enkla uttryck:

$$\Delta t \leq \frac{1}{2 \cdot f_{cut}} \quad (6.4)$$

Om det visar sig att en strukturberäkning blir orimligt datorkrävande med ett tidssteg baserat på (6.4) måste belastningssignalerna lågpasfiltreras innan nedsamlingen utförs till ett längre tidssteg.

Vid en nedsampling till ett längre tidssteg Δt_{ned} än vad som ges (6.4) måste tre parametrar beaktas, det maximalt tillåtna tidssteget Δt_s^{\max} kopplat till den tillämpade modala basen, gränshfrekvensen för den modala basen f_{Pipe} , och den lägsta gränshfrekvens $f_{lowpass}$ som kan nyttjas vid lågpasfiltreringen. Den nedre gränsen för lågpasfiltreringen ansätts i syfte att behålla den andel av belastningssignalen som är definierad av volymtöjningsparametern ε_{PN} . Detta ger följande villkor för filtrering och nedsampling:

$$\left\{ \begin{array}{l} f_{Pipe} < f_{lowpass} < \frac{1}{2 \cdot \Delta t_{ned}} \\ \Delta t_{ned} \leq \Delta t_s^{\max} \end{array} \right. \quad (6.5)$$

7 Analys av verkliga system

Två verkliga rörsystem har analyserats. Ett av systemen är en ångledning beskriven mellan yttre skalventil och reaktortank. Responsen av en snabb stängning av yttre skalventil studeras. Det andra systemet är en matarvattenledning utsatt för postulerat yttre rörbrott med efterföljande ventilstängning. Matarvattenledningen beskrivs från brottstället fram till reaktortank.

I ett första steg har termohydrauliska belastningssignaler beräknats med RELAP5. Diskretiseringen har valts med utgångspunkten att vågutbredningen skall vara väl representerad och då i relation till varaktigheten av införda störningar i form av ventilstängningar och rörbrott. Vidare är tidssteget valt med syftet att den numeriska dämpningen ej på ett menligt sätt skall påverka analysen av konvergensen av spänningar. Elementstorlek och tidssteg i RELAP5-modellerna jämförs med de kriterier som härletts i kapitel 5.

Beräknade belastningssignaler från RELAP5 appliceras sedan på respektive PIPESTRESS-modell. Den spänningsparameter som studerats är den som är relaterad till resulterande snittmoment i spänningsutvärderingen i ASME III Div 1 NB/NC-3650.

Följande parametrars inverkan har studerats i redovisade PIPESTRESS-analyser:

1. Kraftsignalernas frekvensinnehåll. I syfte att studera inverkan av denna parameter har ursprungliga kraftsignaler lågpasfilterats och därefter nedsamplats. På detta sätt har ett antal uppsättningar belastningar skapats med kontrollerat frekvensinnehåll. På detta sätt har kraftsignaler skapats vars volymtöjningsenergi i vågutbredningen är lägre än i de ursprungliga.
2. Modal bas i strukturdynamisk modell. PIPESTRESS-modellens elementstorlek har varit kopplad till den övre gränshänsyn för den modala basen. Genom att variera den modala basen har möjlighet skapats att bedöma rimligheten i det kriterium som föreslås i avsnitt 6.1.2 beträffande minsta övre gränshänsyn för den modala basen.
3. Inverkan av *left-out force*. Den termohydrauliska belastningen verkar på rörsystemet på ett mycket komplicerat sätt. Man kan förvänta sig att en icke försumbar del av strukturrensen är associerad till strukturmoder vilka ej ingår i den modala basen. Om den modala basen på ett rimligt sätt väljs med utgångspunkt från belastningens tidsberoende kan den andel av responsen som ej är associerad till dessa moder beräknas som en kvasistatisk del. Denna del benämns i PIPESTRESS som *left-out force*. Inverkan från denna kvasistatiska del på spänningsresponsen har studerats.
4. Inverkan av *time shift*. Vid responsspektrumanalys föreskrivs i ASME III Div 1 NB/NC-3650 att sk breddning av responsspektrum skall tillämpas i syfte att omhänderta osäkerheter i modelleringen. Ett tillvägagångssätt som kan tillämpas vid tidsintegration med en liknande effekt som breddning vid responsspektrumanalys är *time shift*. Vid nyttjande av de spänningskriterier som är tillämpbara för *reversing dynamic loads* krävs att en beräkningsmetod används vilken kan antas vara minst lika konservativ. Tillämpning av *time shift* innebär att ett antal beräkningar görs med ändrad tidsskala för belastningen. Vid tillämpning av optionen *generalized response* i PIPESTRESS är inverkan från *time shift* ekvivalent med sk breddning. Tillämpning av sk *true time history*, vilket nyttjats i här redovisade beräkningar, innebär inte att optionen *time shift* är fullt ekvivalent med breddning. Ett andra skäl till att tillämpa *time shift* är att de i RELAP5 beräknade kraftsignalerna oftast ej innehåller den inverkan som rörväggens flexibi-

litet har på vågutbredningshastigheten, och då främst för fall med vatten i röret. Ett ingenjörsmässigt sätt att till viss del omhänderta denna osäkerhet är via *time shift*.

Det skall här påpekas att modellerings- och analysarbetet med dessa modeller pågått parallellt med det utvecklingsarbete som redovisas i kapitlen 4-6. Det har i viss mån lett till att egenskaperna i RELAP5-modellerna och PIPESTRESS-modellerna i vissa avseenden avviker något från de krav som kunnat ställas på dessa analyser om man utgår från de parametrar som ges i kapitel 5 och 6. Det tillvägagångssätt som valts har istället inneburit att en jämförelse gjorts mellan nyttjade modeller och hur dessa modeller förhåller sig till de rekommendationer som tagits fram. Vår bedömning är att detta tillvägagångssätt ej på menligt sätt påverkat möjligheten till en bedömning av rekommendationernas rimlighet.

I bilaga 1 beskrivs RELAP5-modellerna och analyserade belastningsfall.

I bilaga 2 redovisas PIPESTRESS-modeller och analysresultat.

7.1 Ventilstängning i ångledning

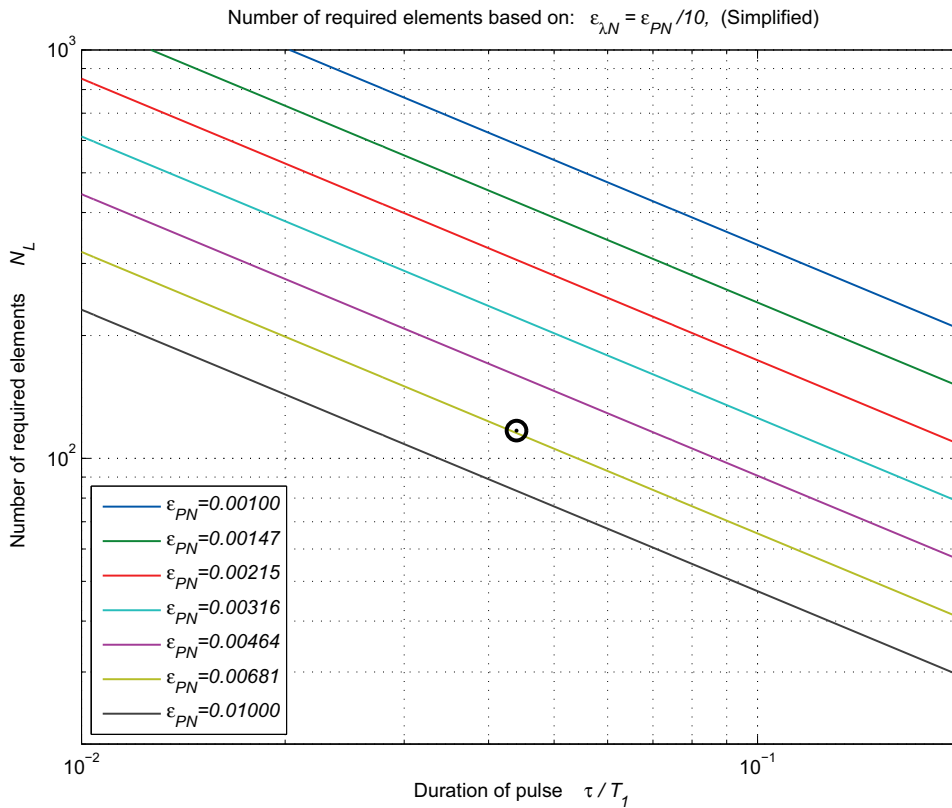
7.1.1 Kommentarer angående RELAP5-modell

Som tidigare nämnts har dessa beräkningar utförts parallellt med utvecklingen av lämpliga modellkriterier. RELAP5-modellen har alltså ej strikt bestämts utgående från ett krav på parametern ε_{PN} . Likaså har tidssteget ej heller valts strikt utgående från det resonemang som ges i avsnitt 5.2.4. Tillvägagångssättet som tillämpats här har inneburit att valda analysparametrar i form av elementstorlek och tidssteg efteråt kontrollerats mot framtagna kriterier.

Modellen består av totalt 178 element. Den del av ångledningen som kan vara lämplig att nyttja som utgångspunkt för bestämning av elementstorlek är den längsta av de två grenarna mellan T-stycke och reaktortank plus återstående sträcka till skalventilen. Antalet element över denna sträcka är 117 vilket antas motsvara värdet N_L i uttrycket (5.12). Sträckan L är 27.4 m.

Ventilstängningstiden τ är vald till 10 ms. Utgående från RELAP5 beräkningen har periodtiden T_1 för den fundamentala egenfrekvensen bestämts genom Fouriertransformering till 0.227 s. Införs värdena på τ och T_1 erhålls en relativ pulstid $\tau/T_1 = 0.044$.

Utgående från ekvationen (5.12) kan ett värde på parametern ε_{PN} beräknas baserat på den relativa pulstiden och antalet element över sträckan L . Detta ger $\varepsilon_{PN} \approx 0.0067$ vilket får anses vara en rimlig utgångspunkt för vidare studier av konvergensens av spänningsresponsen. I figur 7.1 jämförs vald elementdiskretisering grafiskt mot det kriterium som ges av uttrycket (5.12)



Figur 7.1. Värdet på ε_{PN} för RELAP5-modellen av ångledning.

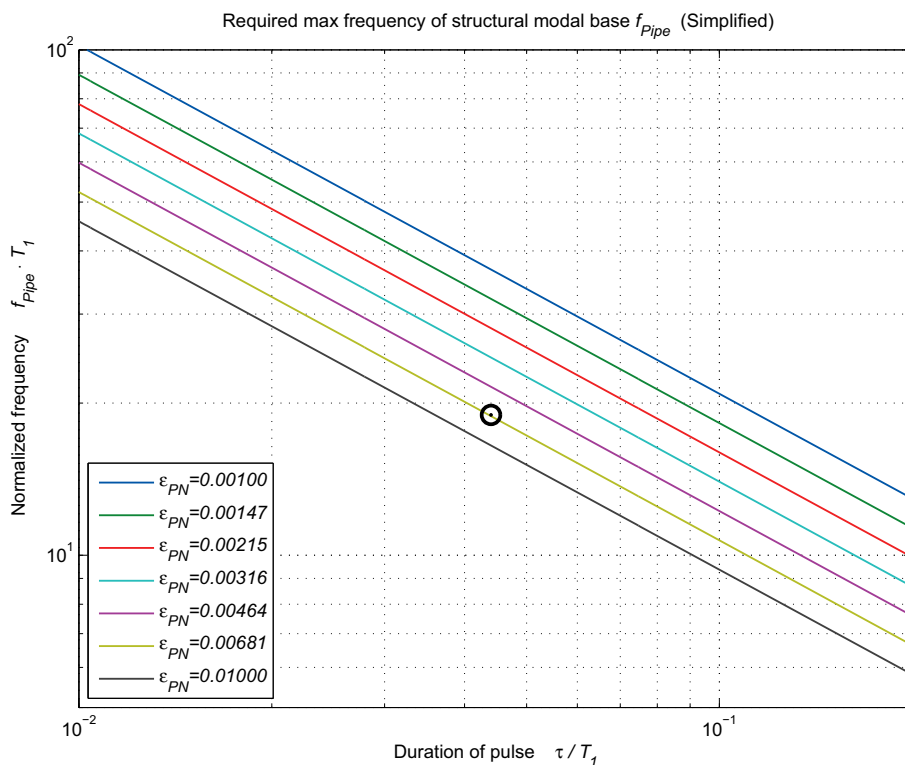
Det tidssteg som valts i RELAP5-beräkningen är $4.6 \cdot 10^{-5}$ s. Det kritiska tidssteget Δt_c kan approximativt bestämmas baserat på medellängden av elementen och ljudhastigheten c_f . Det tidssteg som valts är ca $\Delta t_c / 10$. Uttrycket (5.14) ger ett rekommenderat tidssteg lika med $\Delta t_c / 13$. Denna avvikelse bedöms ej påverka de slutsatser som kan dras av analysresultaten från efterföljande strukturberäkningar.

I RELAP5-beräkningen har sk sampling tillämpats så att endast var tionde beräknat värde nyttjats för beskrivning av tidsförloppet av strukturkrafterna. Denna sampling är utförd enligt den rekommendation som ges genom uttryck (4.6), dvs strukturkrafterna ges med tidssteget Δt_c .

7.1.2 PIPESTRESS-modell och beräkning

7.1.2.1 Elementdiskretisering

Utgående från ekvationen (6.3) och det estimerade värdet $\varepsilon_{PN} \approx 0.0067$ samt den relativa ventilstängningstiden $\tau/T_1 = 0.044$ och $T_1 = 0.227$ s, kan ett krav ges på strukturmodellens högsta egenfrekvens i den modala basen, dvs parametern f_{Pipe} . Med insatta värden i (6.3) erhålls värdet $f_{Pipe} = 18.96/T_1 \approx 83$ Hz. I figur 7.2 visas grafiskt ekvationen (6.3) tillsammans med utfallet av f_{Pipe} .



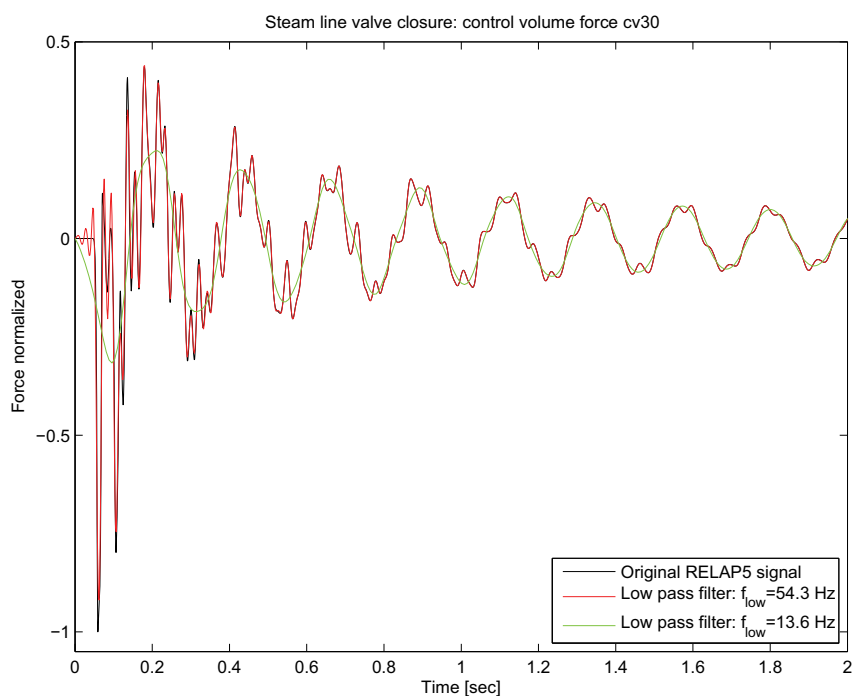
Figur 7.2. Utfallet av f_{Pipe} baserat på $\varepsilon_{PN} \approx 0.0067$.

7.1.2.2 Analysgenomförande

Strategin i genomförda analyser har varit att utgående från genererade belastningssignaler skapa alternativa uppsättningar signaler med ett kontrollerat frekvensinnehåll. Genom att lågpasfiltrera belastningssignalerna med kontroll på gränsfrekvensen på filtret har belastningssignaler skapats med endast en andel av den ursprungliga volymtöjningsenergin. För ångledningsfallet har 6 uppsättningar belastningssignaler tagits fram.

Uppsättningen ursprungssignaler från RELAP5-analysen har nyttjats som referensfall. Då dessa signaler inte genomgått någon filtrering motsvarar det en filterfrekvens lika med $1/2\Delta t$, i detta fall 1087 Hz.

För de filtrerade signalerna ligger filterfrekvensen mellan 217 Hz och 14 Hz i steg med en halvering mellan varje uppsättning signaler. I figur 7.3 visas ett exempel på en typisk belastningssignal med olika grad av filtrering och nedsampling. Den signal som visas är en av de krafter som applicerats på ångledningen.



Figur 7.3. Exempel på belastningssignal med olika filterfrekvens nyttjad i spänningsanalysen av ångledning.

7.1.2.3 Kontroll av rimlig elementdiskretisering och modal bas

Som diskuterats i avsnitt 7.1.2.1 ovan ger ekvationen (6.3) ett krav på gränsen för den modala basen i PIPESTRESS-modellen med parametern f_{pipe} lika med 83 Hz. Detta innebär att elementstorleken i rörmodellen också är definierad. Rimligheten i detta kriterium kan kontrolleras genom att betrakta figur B2.5 i bilaga 2. De analyser som redovisas i den figuren beskriver beräkningar utförda med ursprunglig uppsättning belastningssignaler fast med varierande modal bas. Som referensfall nyttjas en modal bas med övre gräns 250 Hz. Den övre gränsen för den modala basen varierar mellan 17 och 250 Hz. Betraktar man resultaten kan man konstatera att gränsen för en rimlig konvergens i spänningsresponsen ligger någonstans mellan de två analyserna med modal bas given av frekvenserna 68 och 125 Hz alltså motsvarande det krav som ges av ekvationen (6.3).

7.1.2.4 Kopplingen till parametern för volymtöjningsenergin, ε_{PN}

Med nödvändighet innehåller den ursprungliga uppsättningen belastningssignaler en andel av volymtöjningsenergin som tillhör den del som ej får anses vara väl predikerad vad gäller tids- och rumsberoende. En kontroll av hur stor del av spänningsresponsen som är associerad till den antaget korrekta andelen av belastningen har gjorts genom att beräkna spänningsresponsen för de olika uppsättningarna av signaler. En belastningssignal som kan anses i huvudsak innehålla den del av belastningen som är associerad till ett givet värde av volymtöjningsparametern ε_{PN} kan direkt relateras till den lägsta gränsen för lågpasfiltret givet av ekvationen (6.5), dvs $f_{low} = f_{pipe}$. Denna lägsta gräns för den genererade belastningen är alltså 83 Hz. I figuren B2.3 redovisas beräkningar där spänningsresponsen för filtrerade belastningar jämförs mot utfallet för de ursprungliga

signalerna. Som framgår av figuren B2.3 har en rimlig konvergens av spänningsrespon-
sen uppnåtts i området mellan filterfrekvenserna 54-109 Hz.

Två slutsatser kan dras av dessa beräkningar. Den första är att felet är större för beräk-
nade spänningar än det estimerade värdet på felet kopplat till volymtöjningsenergin
 ε_{PN} . Man kan alltså ej förvänta sig att felet i predikerad spänning är lika lågt som felet
vad gäller volymtöjningsenergin. Det finns alltså skäl till att finna en rimlig gräns för
värdet ε_{PN} som kan förväntas ge en tillräcklig förväntad noggrannhet i beräknade spän-
ningar.

Den andra slutsatsen är att en reduktion av belastningssignalerna genom lågpasfiltre-
ring med lägre filterfrekvens än det som ges av ekvationen (6.5) ej kan motiveras.

7.1.2.5 Inverkan av *left-out force*

I de beräkningar som diskuterats ovan har den kvasistatiska responsen ingått i tillägg till
den rent dynamiska delen baserad på den modala basen. I figur B2.4 redovisas beräk-
ningar med och utan införande av optionen *left-out force* men baserat på filtrerade sig-
naler med anpassad modal bas. Resultaten visar att den kvasistatiska andelen av respon-
sen ökar med minskad modal bas vilket är fullt naturligt.

I figur B2.2 redovisas motsvarande beräkningar som visar konvergens av spänningen
som figur B2.3 men utan införande av den kvasistatiska delen. Resultaten inkluderande
left-out force visar en klart bättre konvergens.

Konklusionen är alltså att för ångledningsfallet kan den kvasistatiska delen ha en bety-
dande inverkan på den beräknade spänningsresponser.

7.1.2.6 Inverkan av *time shift*

Inverkan av *time shift* redovisas i figur B2.6. Som framgår av resultaten är spänningsre-
sponsen känslig för en störning av tidsberoendet av belastningen. Detta avspeglar också
känsligheten för möjliga fel i både termohydraulisk modell och strukturmodell.

7.2 Yttre rörbrott i matarvattenledning

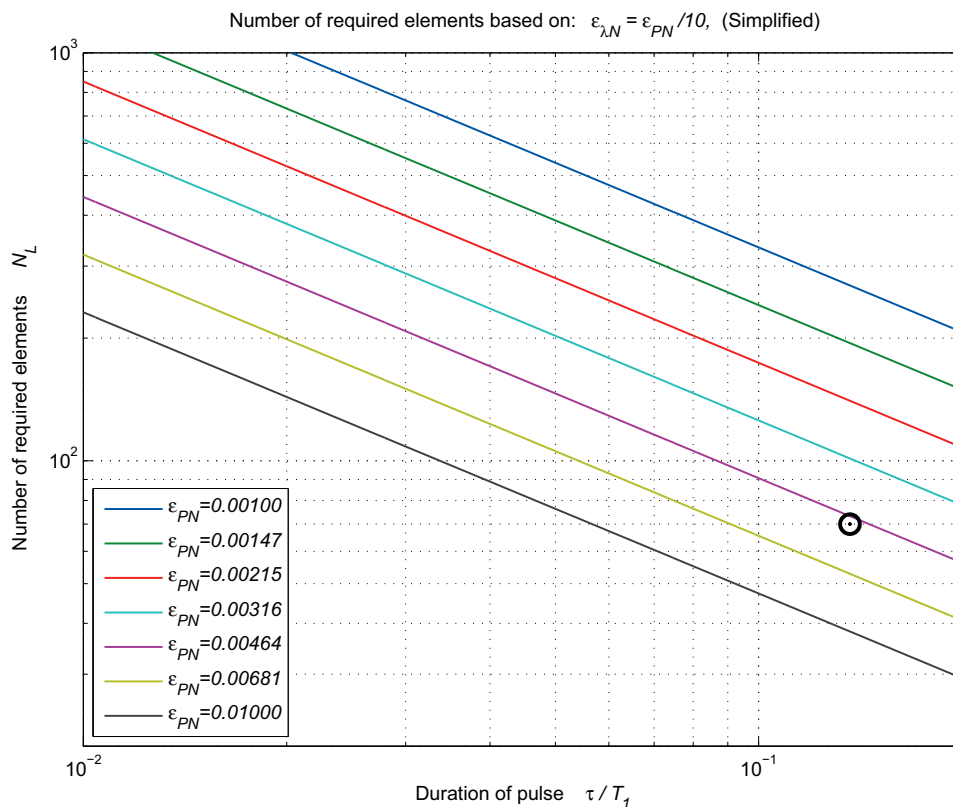
7.2.1 Kommentarer angående RELAP5-modell

På samma sätt som i ångledningsfallet görs här en jämförelse mellan vald RELAP5-modell och hur den förhåller sig till de parametrar som härletts i avsnitt 5.2.

Modellen består av totalt 118 element. Den del av rörledningen som kan vara lämplig att nyttja som utgångspunkt för bestämning av elementstorlek är den längsta av de två grenarna mellan T-stycke och reaktortank plus återstående sträcka till inre skalventil. Antalet element över denna sträcka är 70 vilket antas motsvara värdet N_L i uttrycket (5.12). Sträckan L är 29.9 m.

Ventilstängningstiden τ är vald till 10 ms. Utgående från RELAP5 beräkningen har periodtiden T_1 för den fundamentala egenfrekvensen bestämts till 0.0732 s. Inför vi värdet på τ och det från RELAP5 bestämda T_1 erhålls en relativ pulstid $\tau/T_1 = 0.1365$.

Utgående från ekvationen (5.12) kan ett värde på parametern ε_{PN} beräknas baserat på den relativa pulstiden och antalet element över sträckan L . Detta ger $\varepsilon_{PN} \approx 0.0049$ vilket får anses vara en rimlig utgångspunkt för vidare studier av konvergensen av spänningsresponsen. I figur 7.4 jämförs vald elementdiskretisering grafiskt mot det kriterium som ges av uttrycket (5.12).



Figur 7.4. Värdet på ε_{PN} för RELAP5-modellen av matarvattenledning.

Det tidssteg som valts i RELAP5-beräkningen är $3.5 \cdot 10^{-5}$ s. Det kritiska tidssteget Δt_c kan approximativt bestämmas baserat på medellängden av elementen och ljudhastigheten c_f . Det tidssteg som valts är ca $\Delta t_c/9$. Uttrycket (5.14) ger ett rekommenderat tids-

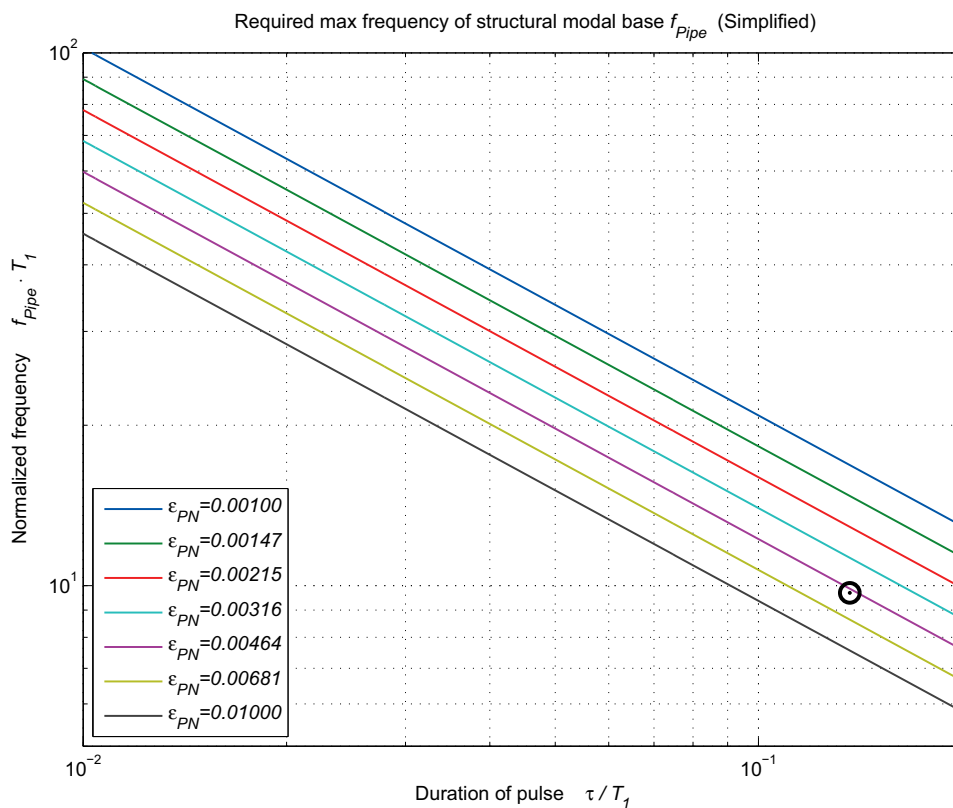
steg lika med ca $\Delta t_c/11$. Denna avvikelse bedöms ej påverka de slutsatser som kan dras av analysresultaten från efterföljande strukturberäkningar.

I RELAP5-beräkningen har sk sampling tillämpats så att endast var tionde beräknat värde nyttjats för beskrivning av tidsförloppet av strukturkrafter. Denna sampling är utförd enligt den rekommendation som ges genom uttryck (4.6), dvs strukturkrafterna ges med ett tidssteg marginellt längre än Δt_c .

7.2.2 PIPESTRESS-modell och beräkning

7.2.2.1 Elementdiskretisering

Utgående från ekvationen (6.3) och det estimerade värdet $\varepsilon_{PN} \approx 0.0049$ samt den relativa ventilstängningstiden $\tau/T_1 = 0.1365$ och $T_1 = 0.0732$ s, kan ett rimlighetskrav ges på strukturmodellens högsta egenfrekvens av den modala basen, dvs parametern f_{Pipe} . Med insatta värden i (6.3) erhålls värdet $f_{Pipe} = 9.69/T_1 \approx 132$ Hz. I figur 7.5 visas grafiskt ekvationen (6.3) tillsammans med utfallet av f_{Pipe} .



Figur 7.5. Utfallet av f_{Pipe} baserat på $\varepsilon_{PN} \approx 0.0049$.

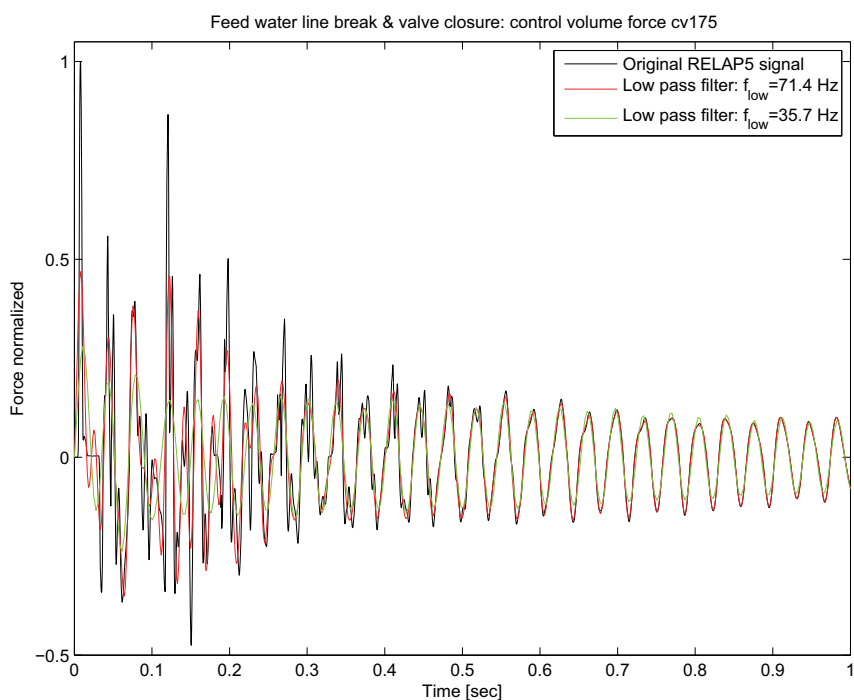
7.2.2.2 Analysgenomförande

Strategin i genomförda analyser har varit densamma som för ångledningsfallet. För matarvattenfallet har 5 uppsättningar belastningssignaler tagits fram.

Ursprungssignalen från RELAP5-analysen har nyttjats som referensfall. Då dessa signaler inte genomgått någon filtrering motsvarar det en filterfrekvens lika med $1/2\Delta t$, i detta fall 1428 Hz.

För de filtrerade signalerna ligger filterfrekvensen mellan 286 Hz och 36 Hz i steg med en halvering mellan varje uppsättning signaler.

I figur 7.6 visas ett exempel på en typisk belastningssignal med olika grad av filtrering och nedsampling. Den signal som visas är en av de krafter som applicerats på matarvattenledningen.



Figur 7.6. Exempel på belastningssignal med olika filterfrekvens nyttjad i spänningsanalysen av matarvattenledning.

7.2.2.3 Kontroll av rimlig elementdiskretisering och modal bas

Som diskuterats i avsnitt 7.2.2.1 ovan ger ekvationen (6.3) ett krav på gränsen för den modala basen i PIPESTRESS-modellen med parametern f_{Pipe} lika med 132Hz. Detta innebär att elementstorleken i rörmodellen också är definierad. Rimligheten i detta kriterium kan kontrolleras genom att betrakta figur B2.11 i bilaga 2. De analyser som redovisas i den figuren beskriver beräkningar utförda med ursprunglig uppsättning belastningssignaler fast med varierande modal bas. Som referensfall nyttjas en modal bas med övre gräns 350Hz. Den övre gränsen för den modala basen varierar mellan 44Hz och 350Hz. Betraktar man resultaten kan man konstatera att gränsen för en rimlig konvergens i spänningsresponsen ligger någonstans mellan de två analyserna med modal bas given av frekvenserna 88 och 175 Hz alltså motsvarande det krav som ges av ekvationen (6.3). Vidare kan noteras att konvergensen är bättre i detta exempel än i fallet med ångledningen.

7.2.2.4 Kopplingen till parametern för volymtöjningsenergin, ε_{PN}

På samma sätt som i ångledningsfallet har kontroll utförts av hur stor del av spänningsresponsen som är associerad till den antaget korrekta andelen av belastningen. En belastningssignal som kan anses enbart innehålla den del av belastningen som är associerad till ett givet värde av volymtöjningsparametern ε_{PN} kan direkt relateras till den lägsta gränsen för lågpasfiltret givet av ekvationen (6.5), dvs $f_{low} = f_{Pipe}$. Denna lägsta gräns för den genererade belastningen är alltså 132 Hz. I figuren B2.9 redovisas beräkningar där spänningsresponsen för filtrerade belastningar jämförs mot utfallet för de ursprungliga signalerna. Som framgår av figuren B2.9 har en rimlig konvergens av spänningsresponsen uppnåtts vid filterfrekvensen i området 71-143 Hz. Responsen baserat på filterfrekvensen 36 Hz visar klart att för stor andel av ursprungssignalen är bortfiltrerad.

Samma slutsats kan dras vad gäller relationen mellan felet i spänningsresponsen och det estimerade felet i volymtöjningsenergin för matarvattenfallet som för ångledningsfallet. Felet i spänningsresponsen är alltså större än felet i volymtöjningsenergi. Det finns alltså skäl till att finna en rimlig gräns för värdet ε_{PN} som kan förväntas ge en tillräcklig förväntad noggrannhet i beräknade spänningar.

En reduktion av belastningssignalerna genom lågpasfiltrering med lägre filterfrekvens än det som ges av ekvationen (6.5) kan ej heller här motiveras.

7.2.2.5 Inverkan av *left-out force*

I de beräkningar som diskuterats ovan har den kvasistatiska responsen ingått i tillägg till den rent dynamiska delen baserad på den modala basen. I figur B2.10 redovisas beräkningar med och utan införande av optionen *left-out force* men baserat på filtrerade signaler med anpassad modal bas. Resultaten visar att den kvasistatiska andelen av responsen ökar med minskad modal bas som i ångledningsfallet. Den kvasistatiska andelen är dock klart mer begränsad i detta fall.

I figur B2.8 redovisas motsvarande beräkningar som visar konvergens av spänningen som figur B2.9 men utan införande av den kvasistatiska delen. Resultaten visar att inverkan från den kvasistatiska delen ej är så påtaglig som i ångledningsfallet.

7.2.2.6 Inverkan av *time shift*

Inverkan av en störning av tidsberoendet genom tillämpning av *time shift* redovisas i figur B2.12. Samma slutsats kan dras här som i ångledningsfallet nämligen att en störning av tidsberoendet av belastningen starkt kan påverka spänningsresponsen. Detta avspeglar också känsligheten för möjliga fel i både termohydraulisk modell och strukturnmodell.

8 Slutsatser

Analysparametrar avsedda för bedömning av strukturdynamiska rörmodeller utsatta för termohydrauliska belastningar har härletts. De väsentliga parametrarna är maximal elementstorlek och maximalt tillämpligt tidssteg i den strukturdynamiska analysen. Utgångspunkten för härledningen av dessa parametrar har varit att spänningsresponsen i rörsystemet skall vara fullständigt bestämd med viss noggrannhet och att tillgång till en strukturdynamisk modell ej skall vara nödvändig för att göra en sådan bedömning.

Bakomliggande antagande har varit att den till i det inneslutna mediet associerade volymtöjningsenergin i vågutbredningen är väl bestämd med en felparameter, här kallad ε_{PN} . Med fullständighet i spänningsresponsen menas att spänningen skall vara korrekt beräknad för den andel av volymtöjningsenergin i vågutbredningen som är väl bestämd genom denna parameter.

Av det utförda arbetet kan följande slutsatser dras:

- (i) De kriterier som ges på maximal elementstorlek i strukturmodellen (indirekt givet av den övre gränshänsen för modala basen), maximalt tidssteg i strukturanalysen och kriterier på datareduktion av belastningssignaler har påvisats vara rimliga.
- (ii) Ett relativt omfattande arbete har lagts ned på att bestämma noggrannheten i de med RELAP5 beräknade belastningarna. Studien visar att felet i rums- och tidsberoende i vågutbredningen beräknad med RELAP5 är av samma typ som det fel som uppkommer vid tillämpning av linjära finita element och lumpad massfördelning.
- (iii) Den artificiella numeriska dämpningen som uppstår vid tidsintegration med RELAP5 har identifierats. Studien visar att denna dämpning approximativt kan beskrivas som proportionell mot nyttjat tidssteg och aktuell svängningsfrekvens.
- (iv) Villkor har härletts på hur nedsampling av belastningssignaler genererade med RELAP5 kan göras utan risk för skvinningsdistorsion. Slutsatsen är att om tidssteget efter nedsampling är lika med eller kortare än det kritiska tidssteget kan nedsampling göras utan föregående filtrering.
- (v) Genomförda studier påvisar att det förväntade felet i beräknade spänningsrespons är av storleksordningen större än felet i genererade belastningssignaler givet av volymtöjningsparameteren ε_{PN} . Studier i syfte att bestämma ett lämpligt krav på modellen för belastningsgenerering, dvs ett högsta tillämpligt värde på ε_{PN} , har ej ingått i detta arbete.
- (vi) Inverkan av den kvasistatiska delen av responsen har studerats, i PIPESTRESS benämnt *left-out force*. Studien visar att i ångledningsfallet är denna del av den totala responsen klart betydande.
- (vii) En liten studie har gjorts i syfte att få en bild av känsligheten i spänningsresponsen beroende på en förändring av belastningens tidsberoende genom att tillämpa sk *time shift*. Studien visar att denna känslighet kan vara betydande.

9 Rekommendationer

Utgående från det utförda arbetet kan följande rekommendationer ges gällande strukturdynamiska analyser av rörsystem utsatta för termohydrauliska belastningar.

9.1 Maximal elementstorlek i strukturmodell

I avsnitt 6.1 ges kravet på elementstorlek i den strukturdynamiska modellen indirekt via parametern f_{pipe} . Denna parameter beskriver en acceptabel lägsta övre gräns för egenfrekvenser i den modala basen. Det vanliga vid användning av röranalysprogram är att modellen genereras utgående från geometriska gränser för olika typer av komponenter. Genereringen av den diskreta modellen görs automatiskt via en gränsfrekvens som ligger till grund för genererade elements storlek. Den parameter f_{pipe} som här nyttjas motsvarar denna gränsfrekvens.

Bestämning av värdet på f_{pipe} görs lämpligen via uttrycket (6.3). Styrande parametrar för bestämning av denna gränsfrekvens är pulstid τ motsvarande exempelvis ventilstängningstid, periodtid på den fundamentala svängningen i vågutbredningen i inneslutet medium T_1 och ett estimerat mått på felet i volymtöjningen i vågutbredningen i belastningssignalen ε_{PN} . Kontroll på värdena på de två första parametrarna är högst väsentlig då dessa ger ett mått på belastningens transienta karaktär.

I detta arbete har en studie gjorts på det krav som bör ställas på den modell som genererar belastningen i syfte att uppnå ett visst värde på ε_{PN} . Kriterium för detta ges i avsnitt 5.2. En djupare studie vilken ger besked om vilket värde på ε_{PN} som krävs i syfte att erhålla en rimlig spänningsrespons har ej ingått i detta arbete.

Bedömningen är att de RELAP5 modeller som idag nyttjas har en diskretisering och ett tidssteg som svarar mot ett värde på parametern ε_{PN} i området 0.005-0.01.

I väntan på mera underlag som ger besked om tillämplbart värde på ε_{PN} blir rekommendationen vid bestämning f_{pipe} med ekvationen (6.3) att nyttja $\varepsilon_{PN} \leq 0.005$.

9.2 Maximalt acceptabelt tidssteg i strukturberäkning

Maximalt tillämplbart tidssteg Δt_s^{\max} i den strukturdynamiska analysen ges direkt av kravet på att den dynamiska responsen skall vara väl upplöst för den modala frihetsgrad som är associerad till den övre gränsen för den modala basen f_{pipe} . Detta behandlas i avsnitt 6.2. Vid tillämpning av PIPESTRESS föreslås längsta acceptabla tidssteg vara lika med $\Delta t_s^{\max} = 1/10 f_{pipe}$.

9.3 Datareduktion av belastningssignaler

En icke gynnsam begränsning kopplad till programmet PIPESTRESS är att antalet tidssteg i analysen är begränsat. Vanligt förekommande är att tidsförloppet är så långt vid analys av de termohydrauliska belastningarna att denna begränsning blir styrande för analysen. Det kan alltså finnas skäl till att reducera antalet tidssteg men öka stegens längd i syfte att analysera ett längre förlopp. I avsnitt 6.3 diskuteras vilka krav som måste ställas vid denna datareduktion.

Väsentligt är att nedsamplingen utförs på ett sådant sätt att tidssteget ej överstiger det maximalt acceptabla enligt ovan och att nedsamplingen föregås av en kontrollerad lågpasfiltrering. Gränsen för lågpasfiltreringen ges av uttrycket (6.5).

9.4 Nyttjande av *time shift*

Genomförda studier visar att en liten störning av tidsberoendet av genererade belastningar kan ha en betydande inverkan på beräknade spänningsresponser. Detta påvisar att fel i idealiseringen av både termohydraulisk modell och strukturmodell i detta avseende kan ha en betydande inverkan på resultatet. Ett sätt att ta hänsyn till denna känslighet/osäkerhet är att i strukturberäkningen tillämpa sk *time shift*. Det finns i princip två direkta skäl till att nyttja *time shift*.

Det ena skälet är att om acceptanskriterier för *reversing dynamic load* tillämpas är detta ett direkt krav. I dessa fall skall ett *time shift* motsvarande $\pm 15\%$ tillämpas.

Ett andra direkt skäl gäller primärt vattenfyllda system och då oberoende vilket acceptanskriterium som tillämpas. De belastningar som genereras med en till strukturen okopplad modell, exempelvis RELAP5, baseras på en ljudhastighet i vattnet som ej är störd av omgivande rörs flexibilitet. Detta innebär att tidsberoendet i genererade belastningar är något felaktigt bara av detta skäl. På grund av påvisad känslighet i beräknade spänningar kopplade till denna typ av störning blir rekommendationen att alltid tillämpa *time shift* i de fall att inneslutet medium är vatten. Typen av tillämpat acceptanskriterium kan lämpligen styra den storlek på *time shift* som nyttjas.

10 Förslag till fortsatt arbete

Utgående från utfört arbete och erhållna resultat måste områden framhållas vilka bedöms som viktiga att studera i syfte att få ett heltäckande underlag för bedömning av den strukturella integriteten i rörsystem utsatta för termohydrauliska belastningar.

10.1 Kriterier på termohydraulisk modell

I detta arbete har rekommendationer tagits fram vilka syftar till att ge underlag för bedömning av tillförlitligheten i strukturmekaniska beräkningar av rörsystem utsatta för termohydrauliska belastningar. Utgångspunkten har varit att den beräknade spänningsresponsen i röranalysen på ett fullständigt sätt skall avspegla den andel av den termohydrauliska belastningen som kan betraktas som tillförlitlig vad gäller rums- och tidsberoende. Som mått på tillförlitligheten i belastningen har en parameter härletts vilken baseras på volymtöjningsenergin i vågutbredningen i det inneslutna mediet, ε_{PN} . Tillämpbarheten av detta betraktelsesätt har påvisats. Genomförda studier, utförda med strukturmekaniska modeller beskrivande verkliga rörsystem, har i tillägg visat att felet i beräknade spänningsresponser kan förväntas vara av en storleksordning större än det estimerade felet i belastningens rums- och tidsberoende.

Det som ej omfattats av detta arbete, och som visat sig vara klart motiverat att studera mot bakgrund av iakttagelsen ovan, är vilka krav som måste ställas på den beräkningsmodell med vilken termohydrauliska belastningar genereras. Rent konkret blir frågeställningen vilket maximalt värde på ε_{PN} som kan accepteras för att erhålla en bestämd noggrannhet på spänningsresponsen. Av detta skäl föreslås en begränsad studie, baserad på modeller av samma verkliga system som i detta arbete, där RELAP5-modellen gradvis förfinas med definierat värde på ε_{PN} . Med utgångspunkt från denna studie förväntas att ett tillräckligt underlag finns vad gäller kriterier på generering av termohydrauliska belastningar.

10.2 Icke-linjär analys av dynamiskt belastade rörsystem med utvärdering enligt ASME

De spänningskriterier som ges av ASME III Div 1 NB/NC-3650 avser kontroll av den strukturella integriteten i rörkomponenter för i princip tre felmoder. Dessa felmoder kan förenklat sammanfattas i kollaps, gradvis degradering på grund av reverserande flytning och högecykelutmattning.

Dynamiska belastningar indelas i NB/NC-3650 i två kategorier, *non reversing dynamic load* och *reversing dynamic load*. För en belastning som kan klassas under kategorin *reversing dynamic load* föreskrivs ej spänningskriterier direkt kopplade till kollaps utan enbart relaterade till andra felmoder. Undantag kan sägas gälla för belastningar vilka tillägnats *level A service limits*. Alla belastningar givna under dessa kriterier är också definitionsmässigt ingående i *design loads* där kollapskriterium ges.

Det kan alltså ha stor betydelse för utfallet i en spänningsutvärdering vilken kategori man klassar den aktuella belastningen, *non reversing dynamic load* eller *reversing dynamic load*. För de flesta belastningstyper som förekommer i nukleära tillämpningar är det inget problem att välja rätt kategori. Exempelvis faller belastningar av typen globala vibrationer rent definitionsmässigt under kategorin *reversing dynamic load*. Andemeningen med indelningen är enligt vår tolkning den, att alla belastningar vars tidsberoende

de och karaktär är sådana att de ej direkt kan leda till rörsystemets kollaps är att betrakta som en belastning av typen *reversing dynamic load*. När det gäller termohydraulisk belastning är det inte ovanligt att kategori av belastning är beroende av position i rörsystemet. Historiskt har detta varit ett problem då det varit svårt att välja rätt acceptanskriterium för just termohydrauliska transienter. Detta kan åskådliggöras med den syn på hur dessa belastningar skall klassas, enligt ASME-kodens definition, har ändrats under den tidsperiod som detta projektarbete pågått.

Fram till och med addenda 05 av ASME III Div 1 utgåva 2004 var definitionen på *reversing dynamic loads* följande:

”Reversing dynamic loads are those loads which cycle about a mean value and include building filtered loads, earthquake, and the reflected waves in piping systems due to flow transients resulting from sudden opening or closure of valves”.

I samma utgåva definierades *non reversing dynamic loads* enligt följande:

”Nonreversing dynamic loads are those loads which do not cycle about a mean value and include the initial thrust force due to sudden opening or closure of valves and waterhammer resulting from entrapped water in two-phase flow systems”.

I senare utgåvor av ASME III Div 1, dvs addenda 06 och därefter, har en radikal förändring införts. Definitionen på *reversing dynamic loads* har ändrats till följande:

”Reversing dynamic loads are those loads which cycle about a mean value and include building filtered loads and earthquake loads”.

Definitionen på *non reversing dynamic loads* har ändrats till följande:

”Nonreversing dynamic loads are those loads which do not cycle about a mean value and include the initial thrust force due to sudden opening or closure of valves and waterhammer resulting from entrapped water in two-phase flow systems. Conservatively, all reflected waves in piping systems due flow transients are classified as nonreversing dynamic loads”.

Man kan konstatera att denna ändring lett till att strängare utvärderingskriterier införts för termohydrauliska transienter, detta då samma kriterier ges för primära spänningar från dessa laster som för statiska belastningar. På sikt, när senare ASME-utgåvor kommer att tillämpas, blir alltså tolkningsfrågan vad gäller belastningskategori enkel. Däremot blir behovet större att nyttja mer förfinade icke-linjära analysmetoder på grund av de strängare acceptansvillkoren för linjär analys.

De utvärderingskriterier som ges i ASME III Div 1 NB/NC-3650 bygger på att den strukturmekaniska analysen är linjärelastisk. Som alternativ till NB/NC-3650 kan sk *design by analysis* enligt NB-3200 tillämpas. I NB-3228 finns alternativa utvärderingskriterier för *level A, B & C service loadings* vilka bygger på icke-linjär analys. I ASME III Div 1 Appendix F ges även kriterier för *level D* baserade på icke-linjär analys.

Vid strukturell verifiering av befintliga system är det idag ej ovanligt att de acceptanskriterier som föreskrivs för linjär analys överskrids, även om kriterier för *reversing dynamic loads* tillämpas. Av detta skäl, tillsammans med idag ökade möjligheter icke-linjär analys, förekommer i ökande omfattning att icke-linjära beräkningar tillämpas.

Ickelinjär analys vid statisk belastning är idag väl etablerat både vad gäller analysmetoder och tillämpbara acceptanskriterier. När det gäller dynamiska belastningar råder idag en klar oenighet i branschen om vilka analysmetoder som kan tillämpas och vilka acceptanskriterier som kan nyttjas.

Det finns ett närmast akut behov av att bringa klarhet i vilka materialmodeller som kan anses vara tillämpbara, vilka acceptanskriterier som de facto kan tillämpas och hur analysen i så fall skall utföras och utvärderas.

Vi vill därför föreslå att en studie genomförs med syftet att utreda följande:

- Tillämpbara icke-linjära materialmodeller vid cyklisk belastning.
- Tillämpbara analysmetoder och acceptansvillkor i ASME III Div 1 NB-3200 vid dynamisk icke-linjär analys av rörsystem. Detta är en mycket central problematik då det enligt vår uppfattning ej är helt klart huruvida någon av de alternativa metoder/kriterier som föreskrivs i NB-3228 är avsedda/tillämpbara vid dynamisk belastning.

11 Referenser

- /1/ SKI Rapport 2005:01
Analyskriterier för termohydrauliskt belastade rör.
Olof Björndahl, januari 2005.
- /2/ RELAP5 Manual
- /3/ PIPESTRESS Version 3.5.1, DST Computer Services, S.A.
- /4/ DNV RSE R&D Report No. 2002/05, revision 0
Guidelines for design for analysis and design review of nuclear class 1 and 2
piping systems
Olof Björndahl, 2002-06-27
- /5/ Julius S. Bendat & Allan G. Piersol
Engineering applications of correlation and spectral analysis.
John Wiley & Sons, Inc.
2nd edition, 1993
- /6/ D. J. Ewins
Modal Testing: Theory and Practice
John Wiley & Sons Inc, 1984
- /7/ Etienne Balmès
Structural Dynamics Toolbox For Use with MATLAB
version 3, April 5 1997
- /8/ Alan V. Oppenheim & Ronald W. Schaffer
Discrete-Time Signal Processing
Prentice-Hall International, Inc., 1989
- /9/ ASCE 4-98
Seismic Analysis of Safety-Related Nuclear Structures and Commentary
American Society of Civil Engineers, 1999
- /10/ Thomas J. R. Hughes
The Finite Element Method.
Linear Static and Dynamic Finite Element Analysis
Dover Publications, Inc., 2000

Bilaga 1 Termohydrauliska analyser av belastningar med RELAP5

B1.1 Inledning

RELAP5 utvecklades av Idaho National Engineering Laboratory (INEL) för U.S. Nuclear Regulatory Commission (NRC) och kan användas för transienta termohydrauliska analyser i lättvattenreaktorer /B1.1/ och /B1.2/. Programmet är primärt framtaget för ”best-estimate” analyser av icke stationära termohydrauliska processer i kärnkraftverk med en tidskala på ca 1 sekund.

Programvaran RELAP5 är alltså inte framtagen/optimerad för analyser av mycket snabba fenomen som ång- eller vattenslag. Speciell uppmärksamhet rekommenderas av kodens utvecklare vid val av tidsteg och elementlängd när ång- och vattenslag (utbredning av tryckvågor) skall beräknas med RELAP5 (se kapitel 2.1.2.2 i NUREG/CR-5535 (1998)). Korrekt användning av koden vid analyser av mycket snabba förlopp kräver användning av lämplig celllängd för upplösning av tryckvågfronten samt val av tidsteg som uppfyller Courant-villkor och samtidigt minimerar numerisk diffusion. Se /B1.3/, /B1.4/ och /B1.5/ för studier av RELAP5 användning vid beräkning av snabba dynamiska förlopp.

B1.2 Beräkningar av dynamiska laster vid snabb stängning av ventil i ångledning

För analyserna valdes en typisk konfiguration för ångledningar mellan reaktortank och yttre skalventil. Två ångledningar med diameter 0.4 m utgår från reaktortanken. Efter ca 15 m ansluter de båda till ett T-stycke, se figur B1.1. Från T-stycket fortsätter sedan en ångledning med diameter 0.55 m mot inre skalventil, genomföring och yttre skalventil som utgör modellgräns. Ångslag genereras då yttre skalventil V_y stänger på 10 ms vid stationärt ångflöde på ca 400 kg/s, se figur B1.1.

Modell i RELAP5 har följande huvudparametrar:

Elementlängd är ca 0.25 m. Tidsteg är satt till 4.6E-5 s och vart tionde värde lagras på restartfilen. Tidsteget valdes för att motsvara 10 % av det tidsteg som definieras av Courant-tal lika med 1. Beräkningstiden är 15 s varav de första fem används för att uppnå stationärt tillstånd. Yttre skalventilen stänger på 10 ms vid $t = 5$ s och beräkning av det dynamiska förloppet upptar nästkommande 10 s.

Dynamiska krafters positiva riktning visas i figur B1.1. Dynamisk kraft F i Newton som verkar på rörsektion med längd L kan beräknas med hjälp av ekvation (B1.1)

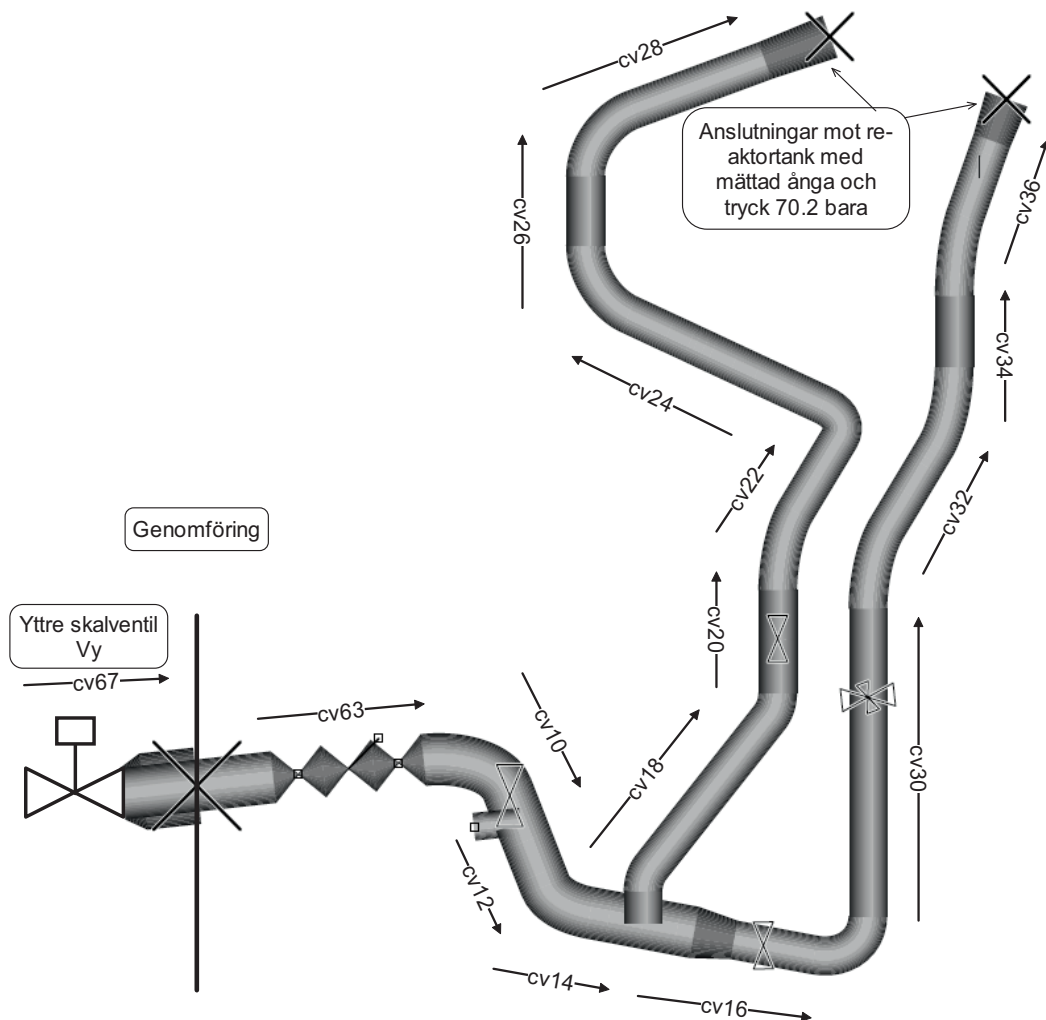
$$F = -\frac{d}{dt} \int_0^L m(t, x) dx \quad (\text{B1.1})$$

där $m(t, x)$ är tidsberoende massflöde i kg/s längs rörsektionen, t är tiden i sekunder och x är längdkoordinat i meter.

I RELAP5 för rörsektion med längd L , som består av $N+1$ delvolymers med vardera längden Δx , kan ekvation (B1.1) approximativt (utan att ta hänsyn till anslutande "junctions") skrivas med nyttjande av variabler i RELAP5 enligt ekvation (B1.2) och implementeras i indatavilan.

$$F = -diffrend \sum_{i=1}^N mflowj_i \cdot \Delta x_i \quad (B1.2)$$

I tabell B1.1 nedan anges längder för rörsträckor som i figur B1.1 markeras med pilar och beteckning "cvNN" där $N=0, 1, 2, \dots, 9$.



Figur B1.1 Den modellerade ångledningen. Krafternas positiva riktning markeras med pilar. "cvNN" står för "control variable" med nummer NN vilket i RELAP5 representerar respektive kraft.

Tabell B1.1 Längder för ångledningens rörsektioner där de dynamiska krafterna beräknas.

Rörsektion	Längd [m]	Rörsektion	Längd [m]	Rörsektion	Längd [m]	Rörsektion	Längd [m]
cv10	2.02	Cv18	3.38	cv26	2.06	cv34	3.0
cv12	1.9	Cv20	2.19	cv28	2.4	cv36	2.22
cv14	1.05	Cv22	2.64	cv30	5.37	cv63	3.38
cv16	2.74	Cv24	4.01	cv32	3.07	cv67	3.58

B1.3 Beräkningar av dynamiska laster vid rörbrott i matarvattenledning

För analyserna valdes en typisk konfiguration för matarvattenledningar mellan reaktortank och yttre skalventil. Två matarvattenledningar med diameter ca 0.3 m utgår från reaktortanken. Efter ca 18 respektive 30 m ansluter båda till ett T-stycke, se figur B1.2. Från T-stycket fortsätter sedan en rörledning med diameter 0.4 m mot inre skalventil, genomföring och yttre skalventil som utgör modellgräns. För enkelhetens skull har alla backventiler tagits bort och inre skalventil är motorstyrd. Även alla anslutande system har tagits bort.

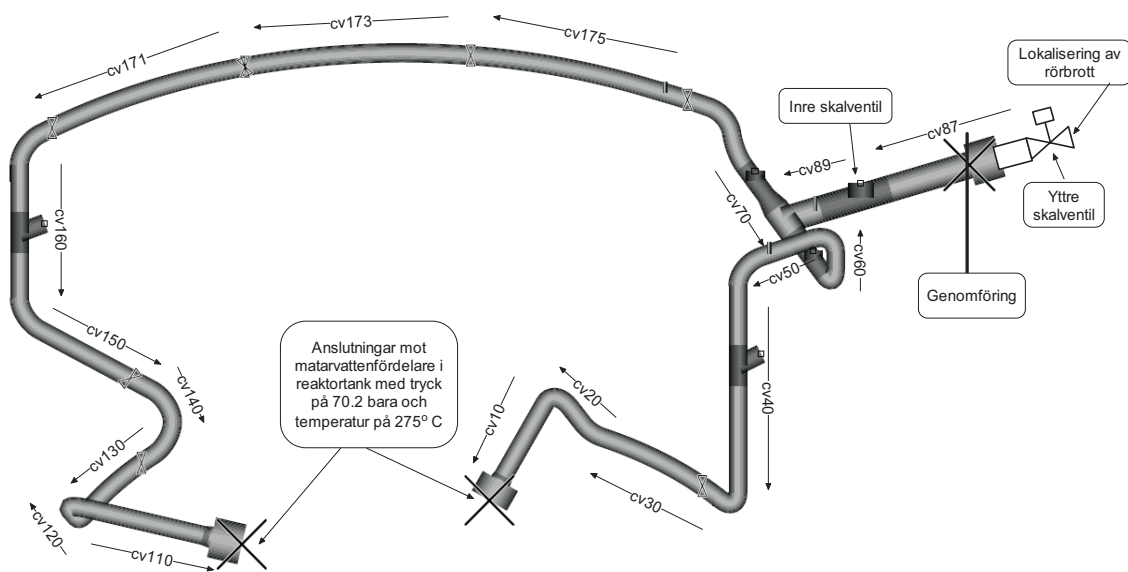
Vattenslag i systemet genereras genom att rörbrott uppströms yttre skalventil inträffar med efterföljande stängning av inre skalventil, se figur B1.2.

Beskrivning av händelseförlopp i RELAP5 modell:

1. Matarvatten med temperatur 180° C pumpas in i reaktortanken via två matarvattenfördelare.
2. Ca 300 kg/s passerar inre skalventilen på vägen mot reaktortanken och följaktligen $0.5 \cdot 300 = 150$ kg/s når varje matarvattenfördelare.
3. Under analysens första 20 sekunder beräknas det stationära tillståndet. Vid 20 sekunder inträffar giljotinbrott direkt uppströms yttre skalventilen. Öppningstid (tid för brottarean att öka från 0.0 till dubbla rörarean) för giljotinbrottet är 10 ms vilket uppfyller krav ställda i /B1.6/.
4. Efter rörbrottet vänder flödet i matarvattensystemet och vid 20.03 s börjar inre skalventilen stänga (stängningstid 10 ms).

Elementlängden varierar mellan ca 0.35 och 0.5 m. Vågutbredningshastighet varierar något och antas vara 1300 m/s. Tidsteg är satt till $3.5E-5$ s och vart tionde värde lagras på restartfilen. Tidssteget valdes för att motsvara ca 10 % av det tidsteg som definieras av Courant-tal lika med 1.

Dynamiska krafterns positiva riktning visas i figur B1.2. Dynamisk kraft F i Newton som verkar på rörsektion med längd L kan beräknas med hjälp av ekvation B1.1 och i RELAP5 ekvation B1.2. I tabell B1.2 anges längder för rörsträckor som i figur B1.2 markeras med pilar och beteckning "cvNN" ($N=0, 1, 2, \dots, 9$).



Figur B1.2 Den modellerade matarvattenledningen. Krafternas positiva riktning markeras med pilar. "cvNN" står för "control variable" med nummer NN vilket i RELAP5 representerar respektive kraft.

Tabell B1.2 Längder för matarvattenledningens sektioner där de dynamiska krafterna beräknas.

Rörsektion	Längd i [m]	Rörsektion	Längd i [m]	Rörsektion	Längd i [m]
cv87	2.1	cv30	3.24	cv160	3.85
cv89	1.17	cv20	0.91	cv150	3.18
cv70	4.15	cv10	3.38	cv140	0.748
cv60	1.10	cv176	4.78	cv130	2.50
cv50	1.73	cv173	3.85	cv120	1.17
cv40	5.17	cv171	4.29	cv110	2.94

B1.4 Referenser

- /B1.1/ NUREG/CR-5535 "Relap5/MOD3 Code Manual. Volume II: Appendix A Input Requirements", Sciencetech, Inc. Rockville Maryland Idaho Falls, Idaho, June 1999 (MOD3.2.2Gamma).
- /B1.2/ NUREG/CR-5535 "Relap5/MOD3 Code Manual. Volume V: User's Guidelines", Sciencetech, Inc. Rockville Maryland Idaho Falls, Idaho, March 1998 (MOD3.2.2Beta).
- /B1.3/ Tiselj, I., Cerne, G., "Some Comments on the Behaviour of the Relap5 Numerical Scheme at Very Small Time Steps", Nuclear Science and Engineering: 134, 306-311 (2000).

- /B1.4/ Marcinkiewicz J., Adamkowski A., Lewandowski M., “Experimental Evaluation of Ability of Drako, Flowmaster and Program Using Unsteady Wall Friction Model to Calculate Water Hammer Loadings on Pipelines”, ICONE14-89363, Miami, Florida 2006.
- /B1.5/ Marcinkiewicz J., Adamkowski A., Lewandowski M., “Experimental Evaluation of Ability of Relap5 and Drako to Calculate Water Hammer with Phase Changes”, ICONE15-10326, Nagoya, Japan 2007.
- /B1.6/ “American National Standard Design Basis for Protection of Light Water Nuclear Power Plants Against the Effects of Postulated Pipe Rupture”, ANSI/ANS-58.2-1988.

Bilaga 2 Strukturdynamiska analyser med PIPESTRESS

B2.1 Inledning

PIPESTRESS /B2.1/ är ett datorprogram för strukturdynamiska analyser av rörlednings-system med efterföljande normutvärdering, exempelvis enligt ASME Section III Division 1 /B2.2/. I programmet kan rörsystem beskrivas med hjälp av olika standardelement och belastningar appliceras i form av krafter, tryck eller accelerationer. Responspektrumanalys och *time history* analys kan göras i PIPESTRESS.

Vid transienta termohydrauliska förlopp utsätts ett rörsystem för krafter som varierar i både tid och rum. I detta arbete har de termohydrauliska krafterna bestämts separat m.h.a. datorprogrammet RELAP5. Erhållna kraftsignaler från RELAP5 har applicerats på motsvarande PIPESTRESS-modell varefter den strukturdynamiska responsen i form av spänningar i rörsystemet bestämts. Analyserna i RELAP5 och PIPESTRESS har således genomförts okopplade.

De system som studerats är valda för att kunna representera typiska rörledningssystem i svenska BWR-anläggningar. Den första händelsen beskriver stängning av en ångledningsventil och den andra ett rörbrott på en matarvattenledning. De termohydrauliska analyserna beskrivs i bilaga 1.

I redovisade PIPESTRESS-analyser har följande parametrars inverkan på den struktur-dynamiska spänningsresponsen studerats:

- Kraftsignalernas frekvensinnehåll
- Modal bas i strukturdynamisk modell
- *Left-out force*
- *Time shift*

Analysmetoden *true time history* har använts för samtliga fall. Presenterade resultat i denna bilaga diskuteras i huvudrapporten.

B2.2 Genomförande av analyser

B2.2.1 Kraftsignaler

En tidsberoende kraft för respektive rakdel i rörsystemet har bestämts m.h.a. RELAP5, se bilaga 1. Kraftsignalerna är framtagna på sådan form att vikning inte ska förekomma. Ursprungliga kraftsignaluppsättningar är betecknade K1087 för händelsen stängning av ventil i ångledning och K1428 för händelsen brott i matarvattenledning. Samtliga kraftsignaler i uppsättningen K1087 är angivna med ett tidssteg på $4.6E-4$ sekunder, se tabell B2.1. Motsvarande tidssteg för K1428 är $3.5E-4$ sekunder, se tabell B2.2. För att studera inverkan av kraftsignalernas frekvensinnehåll har de ursprungliga kraftsignalerna filtrerats i olika steg. Filtreringsfrekvensen för respektive kraftsignaluppsättning framgår av tabellerna B2.1 och B2.2.

Tabell B2.1 Kraftsignaluppsättning för stängning av ventil i ångledning.

Beteckning	Filtreringsfrekvens (Hz)	Tidssteg på kraftsignaler (s)
K1087	-	4.6E-4
K217	217	4.6E-4
K109	109	9.2E-4
K54	54	1.84E-3
K27	27	3.68E-3
K14	14	7.36E-3

Tabell B2.2 Kraftsignaluppsättning för rörbrott i matarvattenledning.

Beteckning	Filtreringsfrekvens (Hz)	Tidssteg på kraftsignaler (s)
K1428	-	3.5E-4
K286	286	3.5E-4
K143	143	7.0E-4
K71	71	1.4E-3
K36	36	2.8E-3

B2.2.2 *Cutoff-frekvens*

Med *cutoff-frekvens* i PIPESTRESS-analysen menas den frekvens upp till vilken moder i strukturmodellen tas med i den strukturdynamiska analysen. För att studera inverkan av vald modal bas har analyser med olika *cutoff-frekvens* genomförts.

B2.2.3 *Left-out force*

Genom val av alternativet *left-out force* i PIPESTRESS kan bidraget till spänningsresponsen från moder som ligger över *cutoff-frekvensen* beaktas. Dessa moders respons behandlas i analysen som kvasistatisk.

B2.2.4 *Time shift*

Med begreppet *time shift* avses att kraftsignalerna i en analys trycks samman eller sträcks ut i tiden i *time history* analysen. Genom att analysera ett antal olika modifierade kraftsignaluppsättningar och envelopera resultatet tas eventuella osäkerheter i modell eller belastning om hand.

I PIPESTRESS anges *time shift* med ett procenttal, säg 15%. Fem oberoende *time history* analyser genomförs därefter med samtliga kraftsignaler multiplicerats med 0.85, 0.925, 1, 1.075 och 1.15. För respektive element i strukturmodellen enveloperas resultaten från de fem analyserna.

B2.2.5 PIPESTRESS-analysens längd

För att avgöra hur långt i tiden *time history* analysen måste köras för att erhålla maximal spänningsrespons har kraftsignalerna från RELAP5 och strukturmodellens egenskaper studerats för respektive händelse. För samtliga kraftsignaler har sekundärresponspektra tagits fram och frekvenser för spektras toppar bestämts. Vidare har strukturmodellens egenfrekvenser bestämts. För samtliga kraftsignaler har därefter den transienta respon- sen beräknats för enfrihetsgradssystem med egenfrekvenser lika med frekvenser för spektras toppar och strukturmodellens egenfrekvenser. Genom att studera när i tiden maximal respons för dessa analyser fås har nödvändig analystid för PIPESTRESS- analysen bestämts.

B2.2.6 Analysbeteckningar

Av analysbeteckningen framgår följande:

- Kraftsignaluppsättning
- *Cutoff-frekvens*
- *Left-out force*, med eller utan

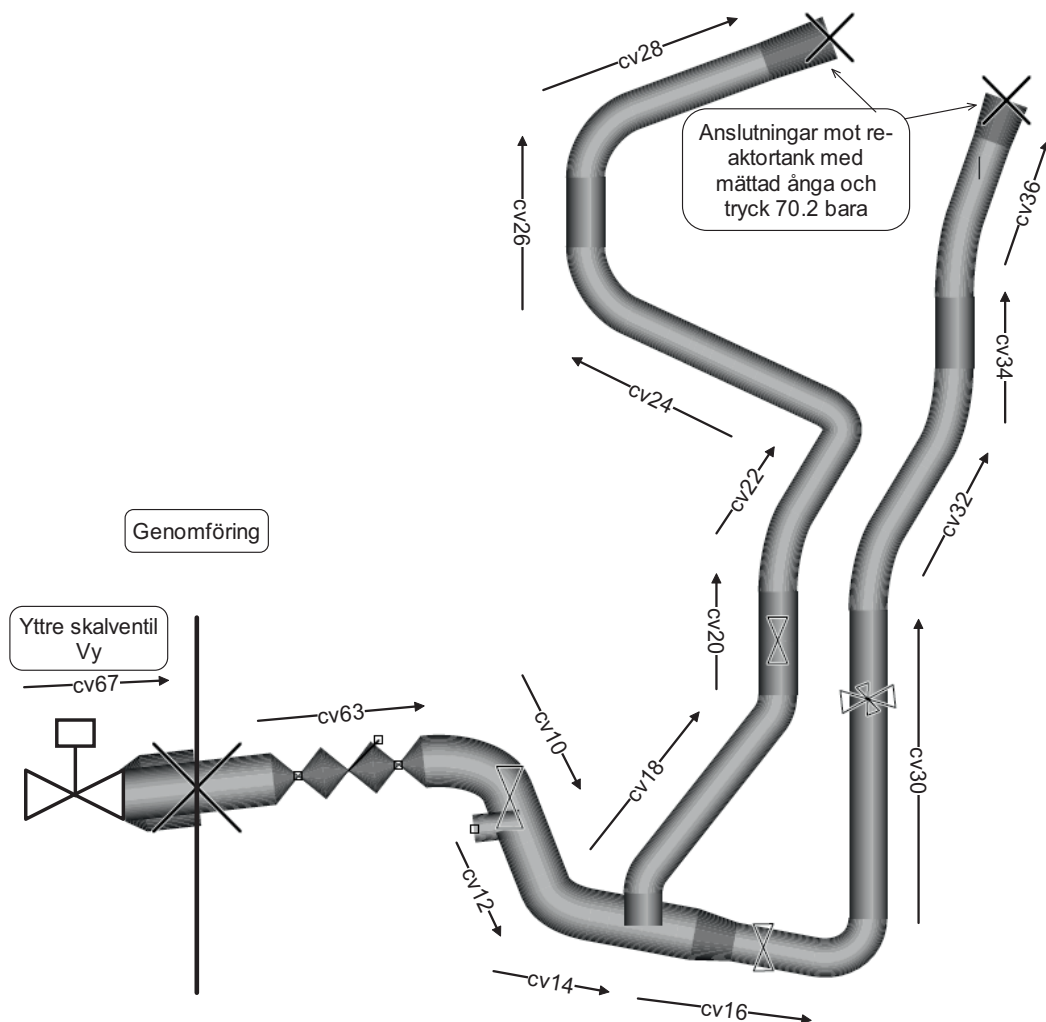
Exempel på analysbeteckning:

K286C350L Kraftsignaluppsättning K286 med filtreringsfrekvens 286 Hz (K286),
cutoff-frekvens 350 Hz (C350), med *left-out force* (L)

K36C44 Kraftsignaluppsättning K36 med filtreringsfrekvens 36 Hz (K36), *cu-
toff-frekvens* 44 Hz (C44), utan *left-out force*

B2.3 Stängning av ventil i ångledning

Del av typisk ångledning från svensk BWR har valts.



Figur B2.1 Analyserad del av ångledning. Kryssen längst upp till höger markerar fixpunkter vid reaktortankstutsar och kryppet längst ner till vänster markerar fixpunkt vid PS-genomföringen.

B2.3.1 Modell av ångledning

Tabell B2.3 Beräknade egenfrekvenser för ångledningsmodell.

Egenmod	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Egenfrekvens (Hz)	6.96	8.82	9.54	12.1	14.6	16.7	19.7	20.2	25.0	28.1

Egenmod	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20
Egenfrekvens (Hz)	34.0	37.0	38.7	44.1	45.6	47.7	51.8	53.5	57.1	77.8

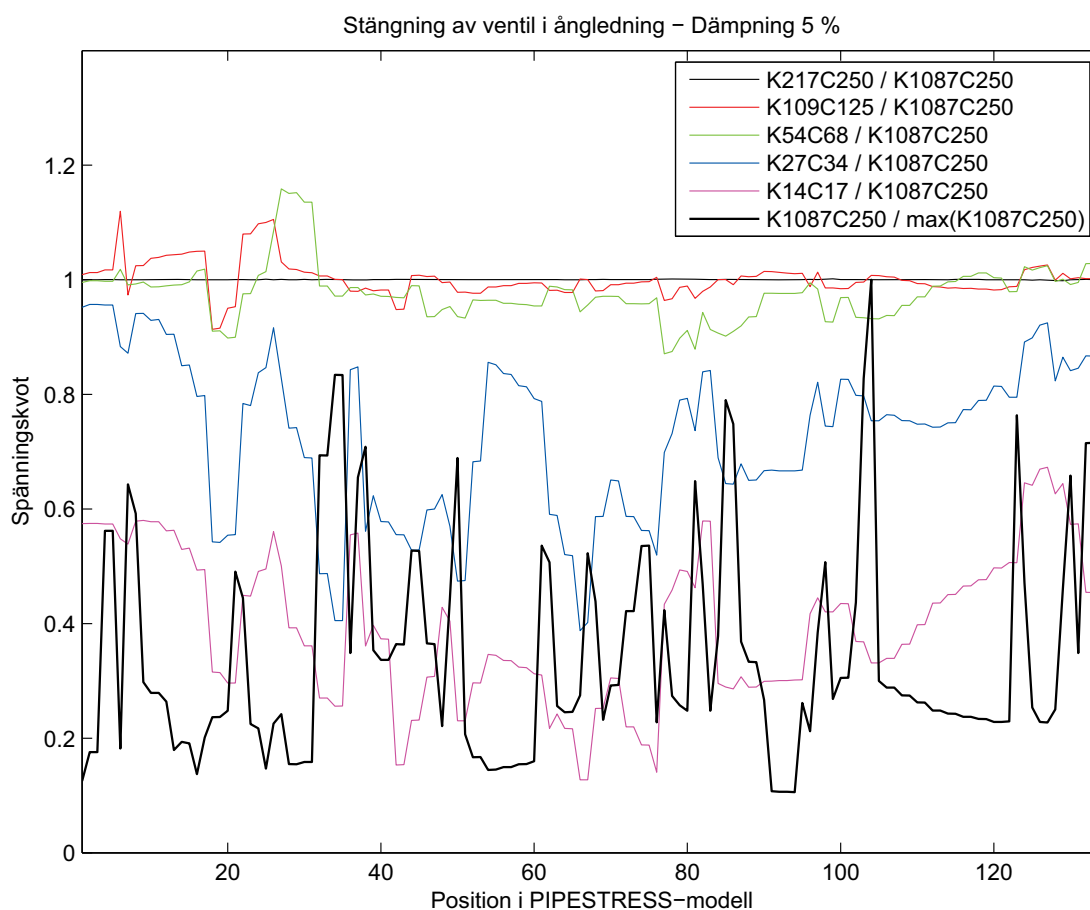
Egenmod	21	22	23	24	25	26	27	28	29	30
Frekvens (Hz)	83.5	91.4	103	106	109	113	122	124	127	140

Egenmod	31	32	33	34	35	36	37	38	39	40
Frekvens (Hz)	142	145	154	155	159	161	164	171	174	180

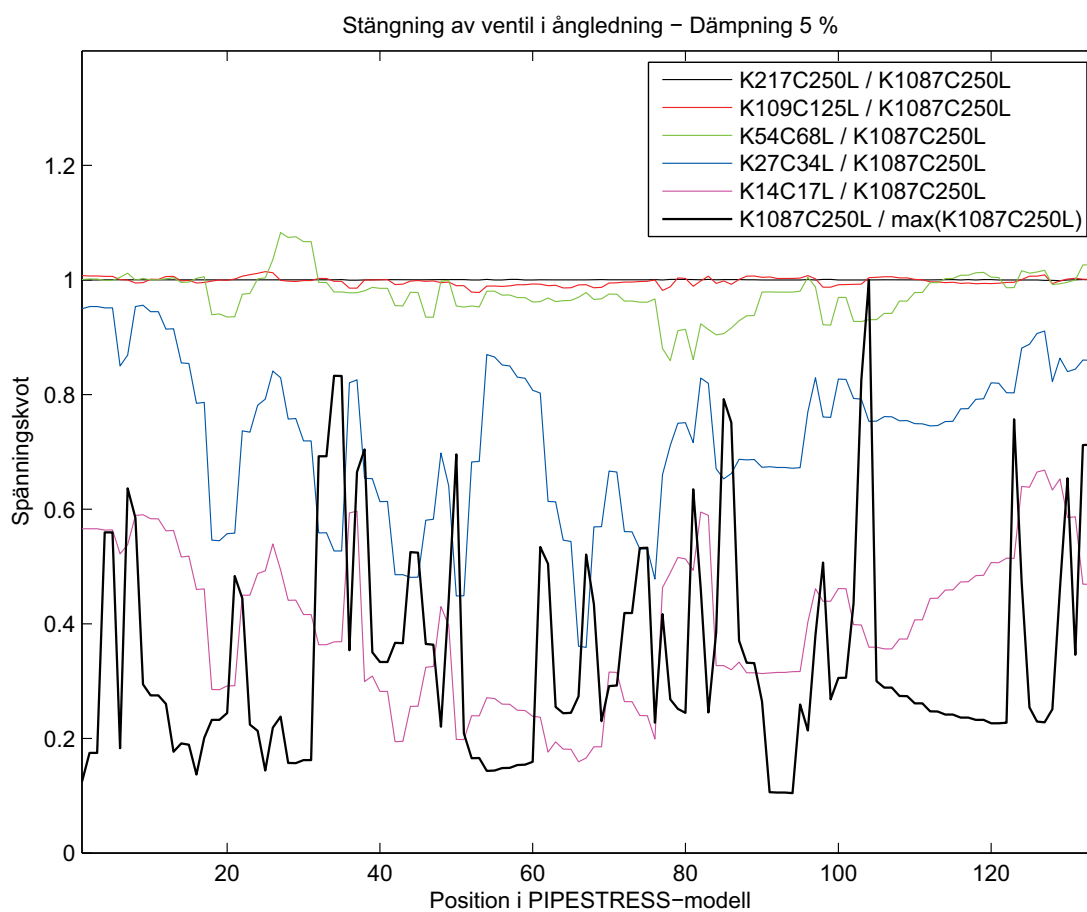
Egenmod	41	42	43	44	45	46	47	48	49	50
Frekvens (Hz)	192	200	201	205	209	214	226	230	233	243

Egenmod	51
Frekvens (Hz)	253

B2.3.2 Resultat för stängning av ventil i ångledning

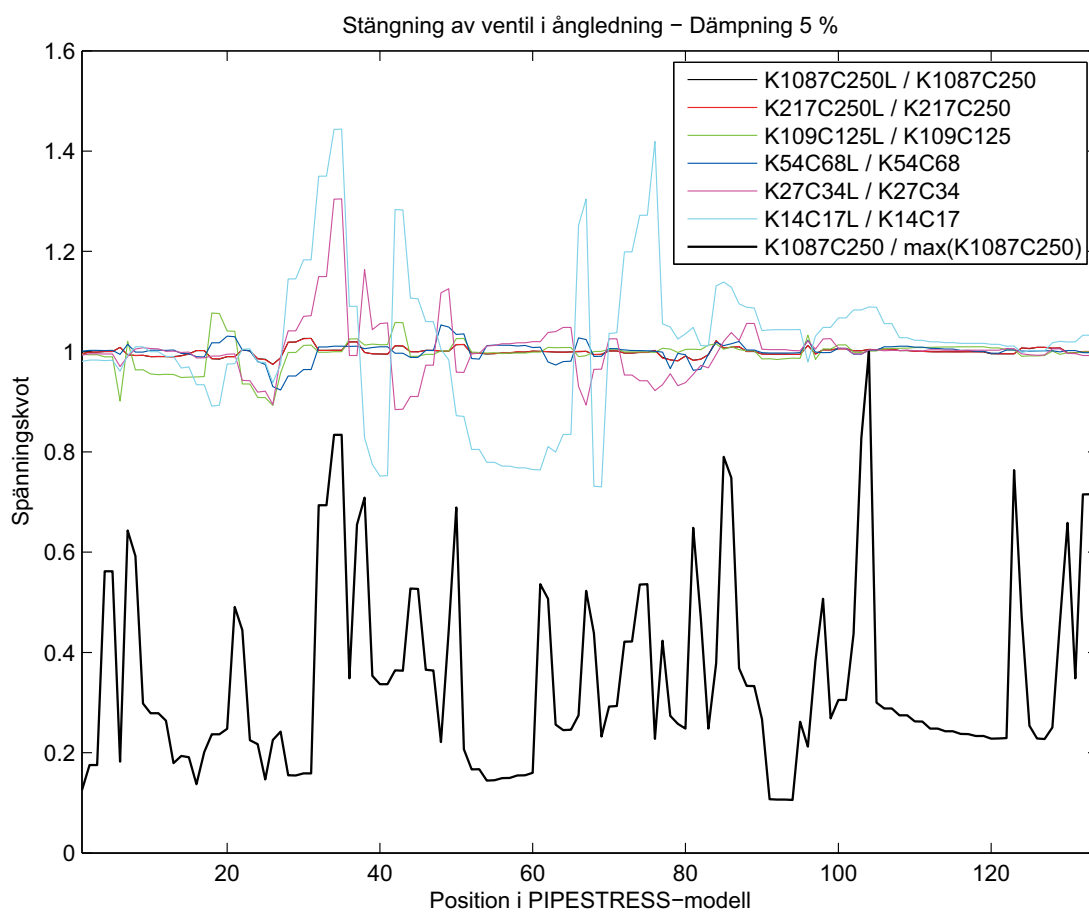


Figur B2.2: Stängning av ventil i ångledning. Kvot längs ångledningen mellan axialspänning för olika analysansatser och referensfallet ej beaktande left-out force. K1087C250 / max(K1087C250) visar kvot mellan axialspänning och maximal axialspänning längs ångledningen för ursprunglig kraftsignal-upsättning.

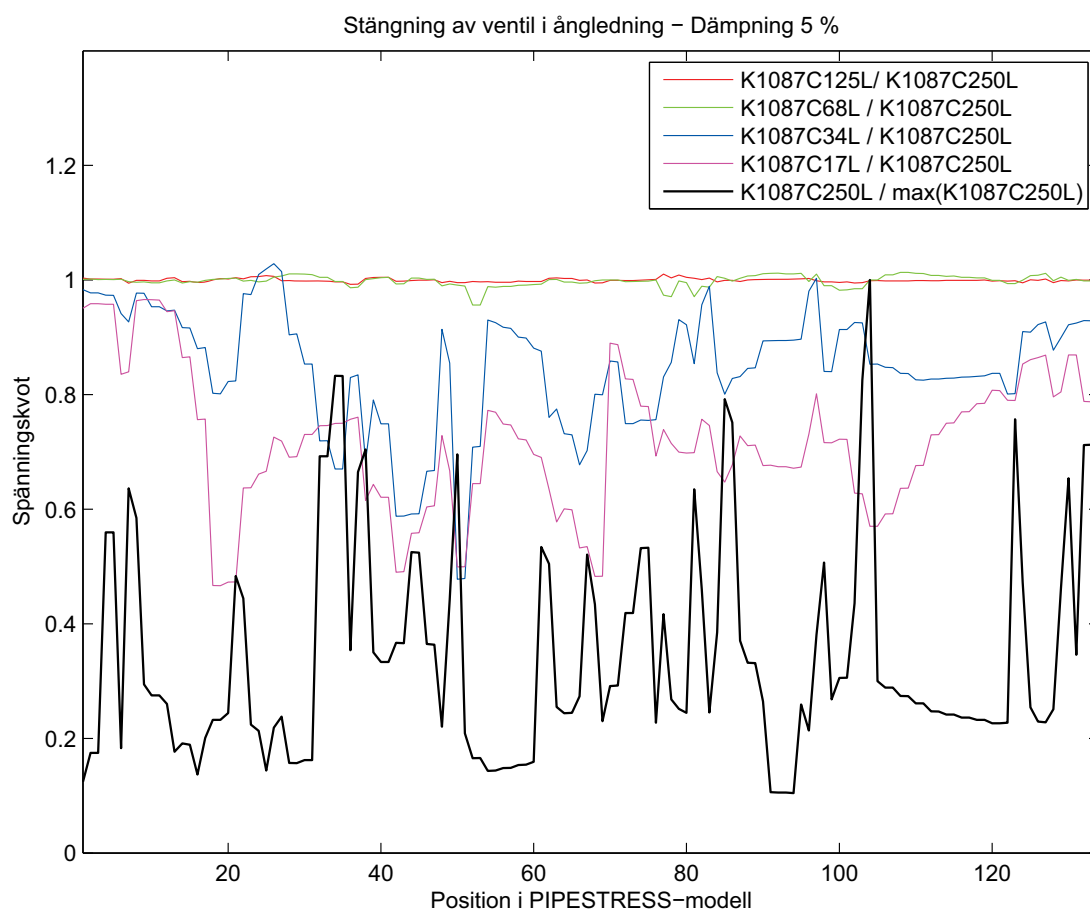


Figur B2.3: Stängning av ventil i ångledning. Kvot längs ångledningen mellan axialspänning för olika analysansatser och referensfallet beaktande left-out force.

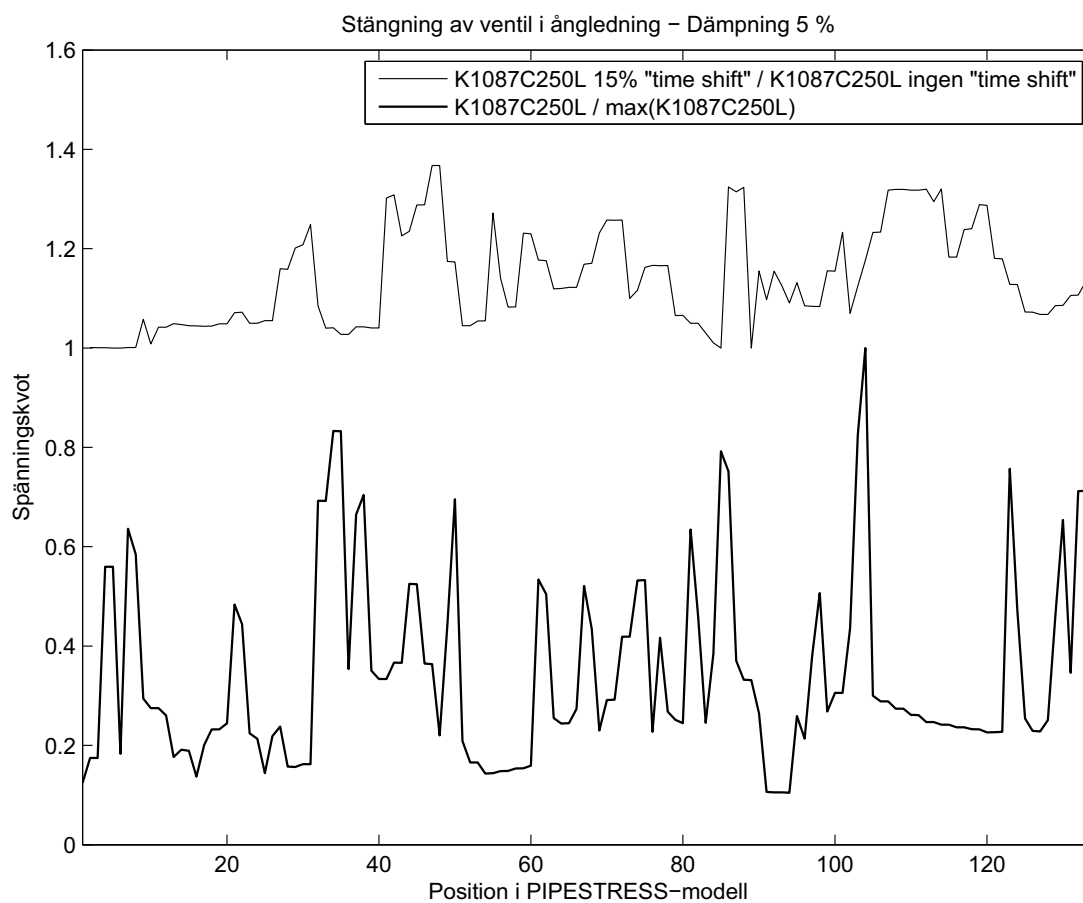
*K1087C250L / max(K1087C250L) visar kvot mellan axialspänning och maximal axialspänning längs ångledningen för ursprunglig kraftsignal-
 uppsättning.*



Figur B2.4: Stängning av ventil i ångledning. Kvot längs ångledningen mellan axialspänning för olika analysansatser med och utan beaktande av left-out force. K1087C250 / max(K1087C250) visar kvot mellan axialspänning och maximal axialspänning längs ångledningen för ursprunglig kraftsignaluppställning.



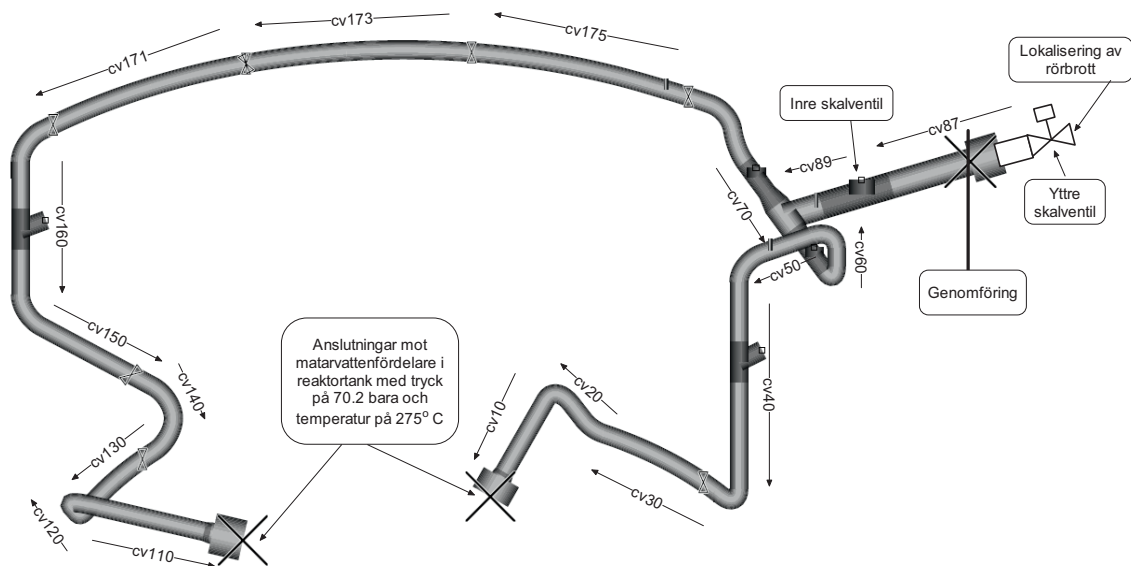
Figur B2.5: Stängning av ventil i ångledning. Kvot längs ångledningen mellan axialspänning för analyser med olika cutoff-frekvens och referensfallet beaktande left-out force. K1087C250L / max(K1087C250L) visar kvot mellan axialspänning och maximal axialspänning längs ångledningen för ursprunglig kraftsignaluppsättning.



Figur B2.6: Stängning av ventil i ångledning. Kvot längs ångledningen mellan axialspänning för med 15% time shift och utan time shift för referensfallet. $K1087C250L / \max(K1087C250L)$ visar kvot mellan axialspänning och maximal axialspänning längs ångledningen för ursprunglig kraftsignaluppsättning.

B2.4 Rörbrott i matarvattenledning

Del av typisk matarvattenledning från svensk BWR har valts.



Figur B2.7 Analyserad del av matarvattenledning. Kryssen längst ner markerar fixpunkter vid reaktortankstutsar och krysset längst till höger markerar fixpunkt vid PS-genomföringen.

B2.4.1 Modell av matarvattenledning

Tabell B2.4 Beräknade egenfrekvenser för matarvattenledningsmodell.

Egenmod	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Frekvens (Hz)	4.34	5.12	5.52	6.94	7.87	9.98	10.5	12.7	13.1	15.1

Egenmod	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20
Frekvens (Hz)	16.6	18.4	20.0	21.8	22.8	23.5	24.9	31.0	32.9	33.5

Egenmod	21	22	23	24	25	26	27	28	29	30
Frekvens (Hz)	33.8	35.4	37.6	38.5	39.4	40.6	44.1	45.6	50.2	53.8

Egenmod	31	32	33	34	35	36	37	38	39	40
Frekvens (Hz)	56.3	57.5	58.8	60.2	63.3	69.0	69.3	78.3	78.9	82.3

Egenmod	41	42	43	44	45	46	47	48	49	50
Frekvens (Hz)	85.6	91.2	93.4	94.6	100	104	105	108	116	117

Egenmod	51	52	53	54	55	56	57	58	59	60
Frekvens (Hz)	120	131	133	137	144	146	150	155	158	162

Egenmod	61	62	63	64	65	66	67	68	69	70
Frekvens (Hz)	165	169	174	177	182	184	185	189	195	198

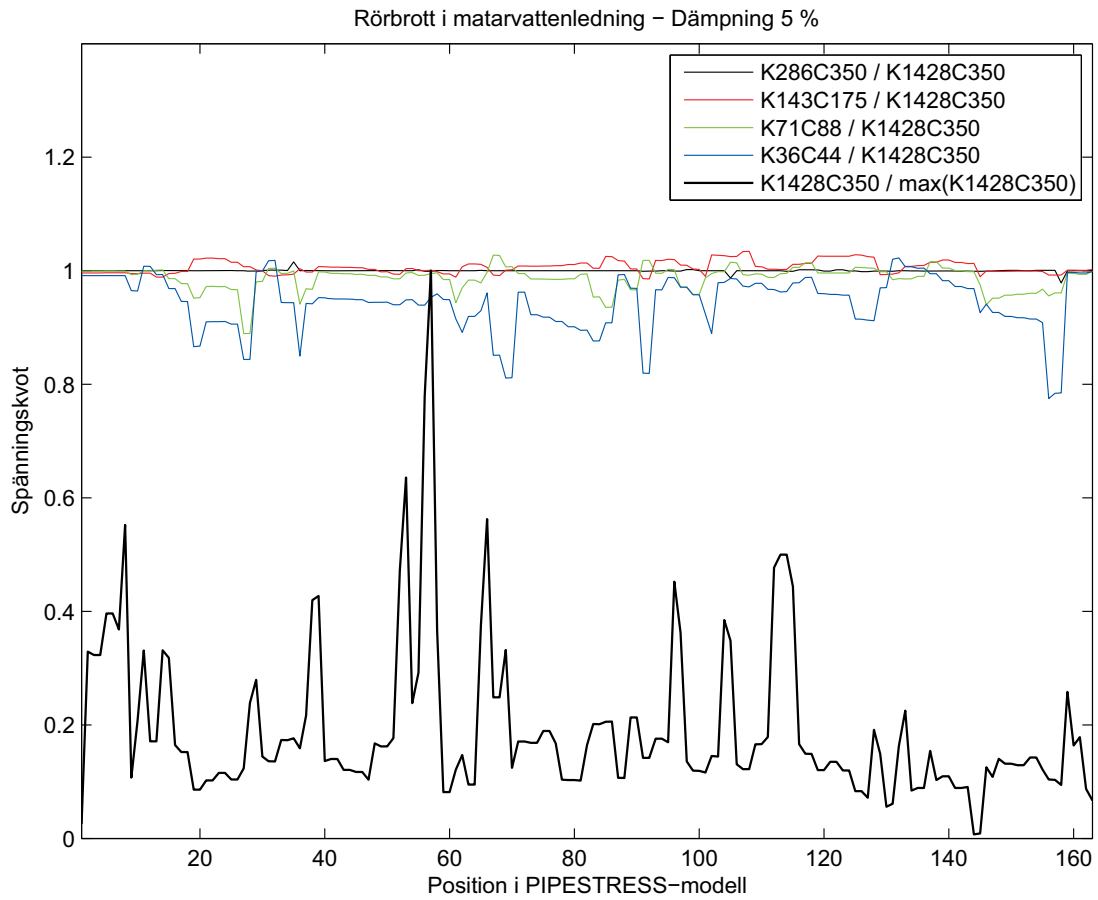
Egenmod	71	72	73	74	75	76	77	78	79	80
Frekvens (Hz)	205	213	214	222	229	234	239	246	248	250

Egenmod	81	82	83	84	85	86	87	88	89	90
Frekvens (Hz)	252	261	266	271	272	273	276	287	290	293

Egenmod	91	92	93	94	95	96	97	98	99	100
Frekvens (Hz)	296	301	304	312	315	319	326	329	339	340

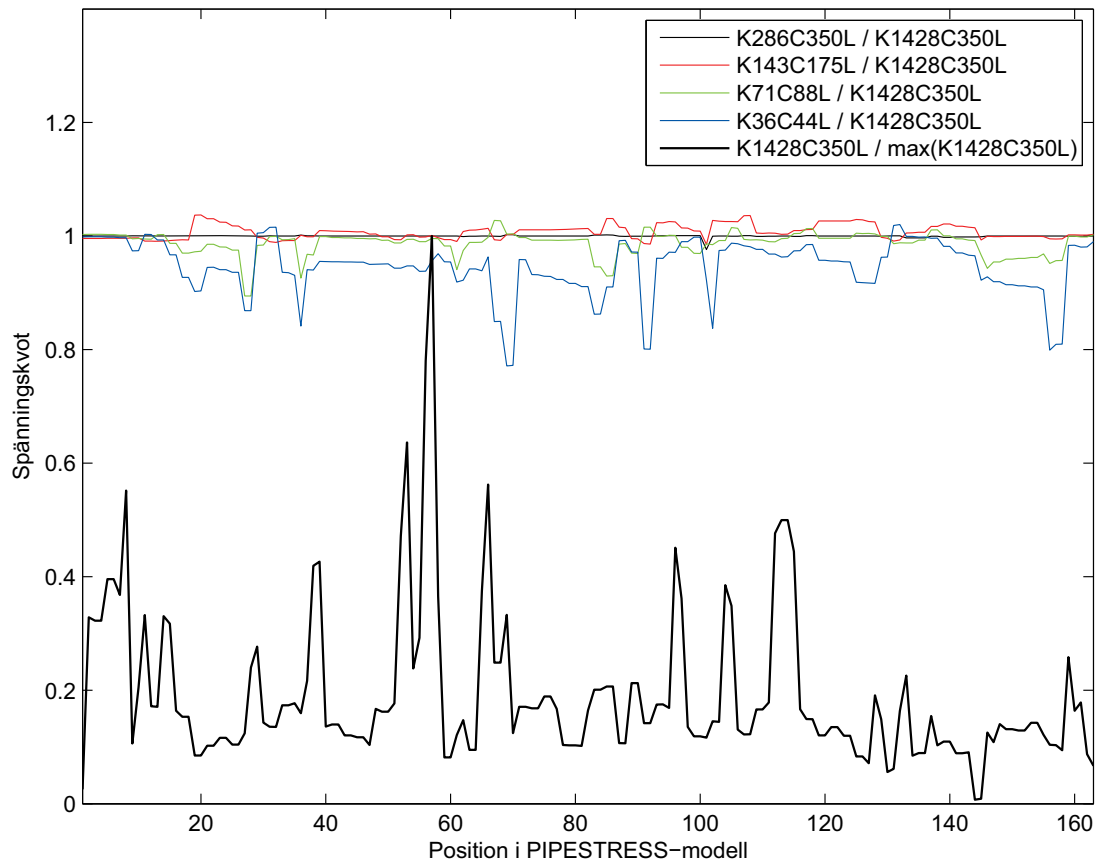
Egenmod	101
Frekvens (Hz)	353

B2.4.2 Resultat för rörbrott i matarvattenledning

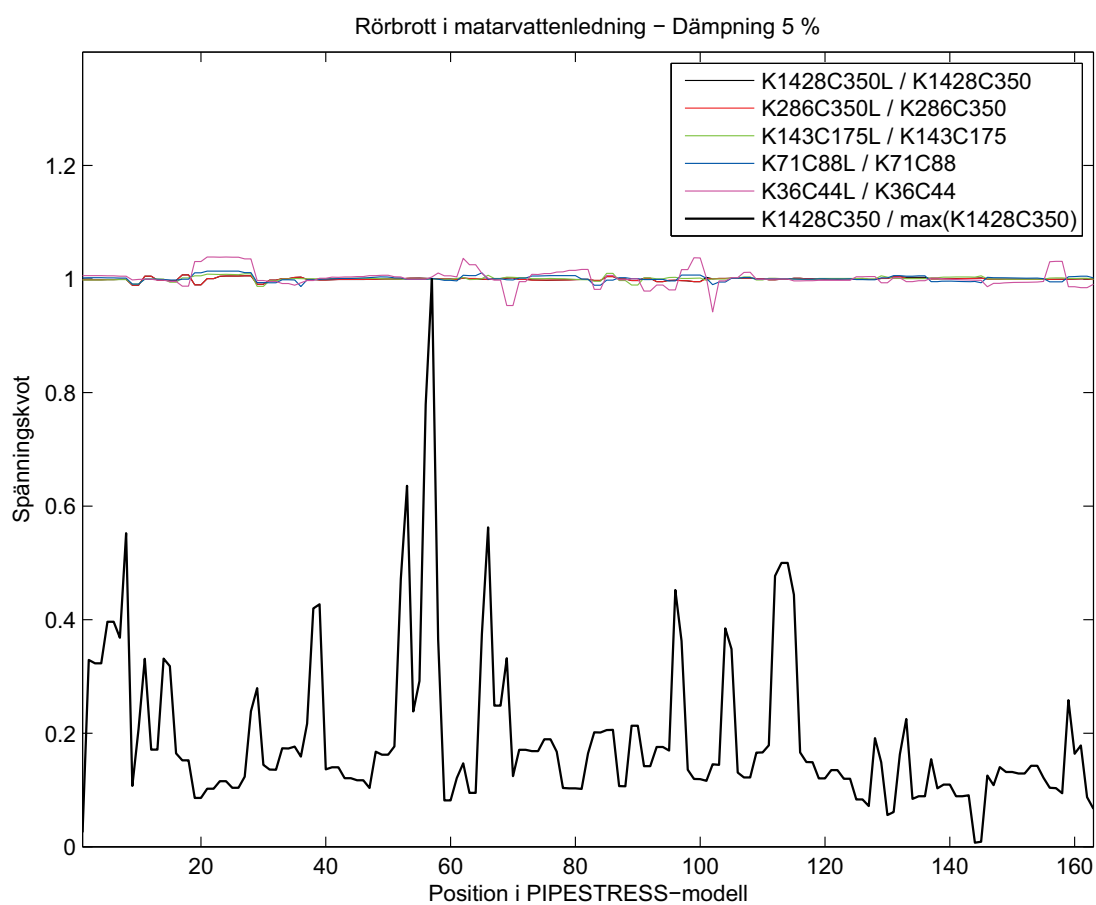


Figur B2.8: Rörbrott i matarvattenledning. Kvot längs matarvattenledningen mellan axialspänning för olika analysansatser och referensfallet ej beaktande left-out force. $K1428C350 / \max(K1428C350)$ visar kvot mellan axialspänning och maximal axialspänning längs matarvattenledningen för ursprunglig kraftsignaluppsättning.

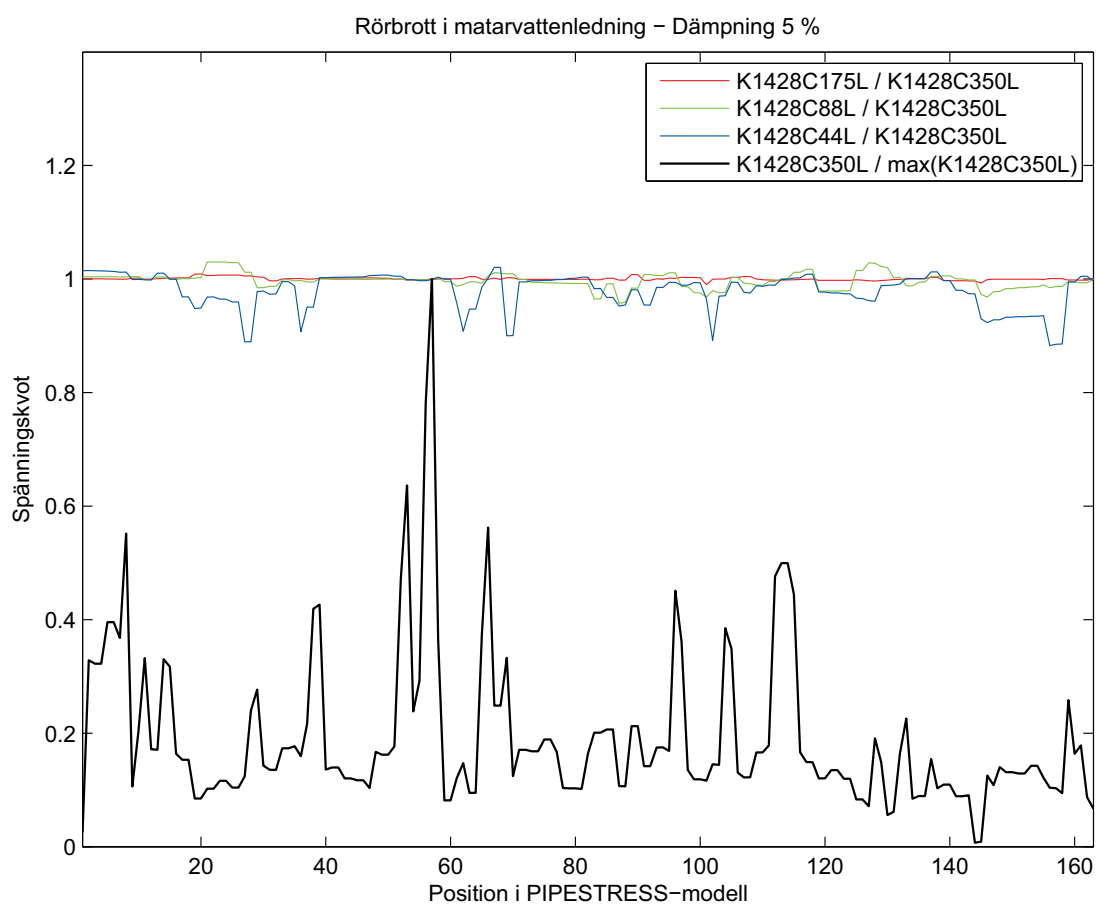
Rörbrott i matarvattenledning – Dämpning 5 %



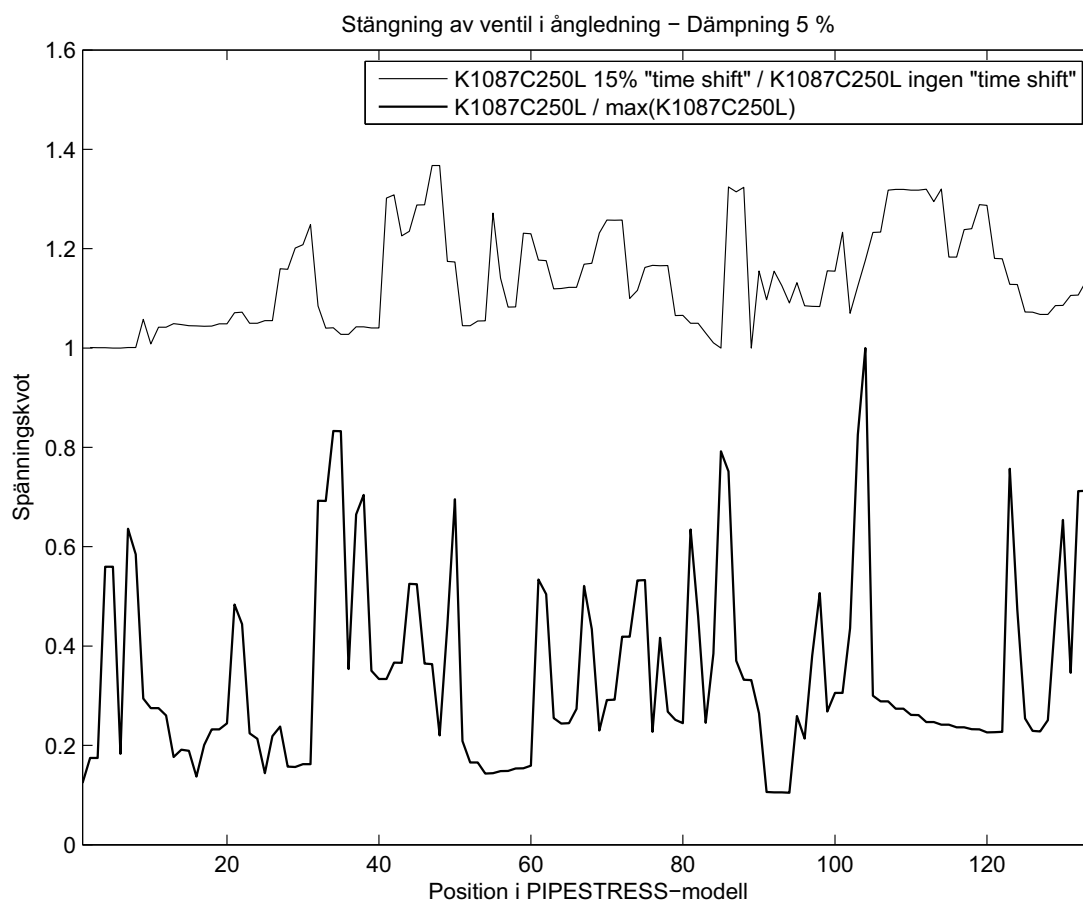
Figur B2.9: Rörbrott i matarvattenledning. Kvot längs matarvattenledningen mellan axialspänning för olika analysansatser och referensfallet beaktande left-out force. K1428C350L/max(K1428C350L) visar kvot mellan axialspänning och maximal axialspänning längs matarvattenledningen för ursprunglig kraftsignaluppsättning.



Figur B2.10: Rörbrott i matarvattenledning. Kvot längs matarvattenledningen mellan axialspänning för olika analysansatser med och utan beaktande av left-out force. K1428C350 / max(K1428C350) visar kvot mellan axialspänning och maximal axialspänning längs matarvattenledningen för ursprunglig kraftsignaluppsättning.



Figur B2.11: Rörbrott i matarvattenledning. Kvot längs matarvattenledningen mellan axialspänning för analyser med olika cutoff-frekvens och referensfallet beaktande left-out force. K1428C350L/max(K1428C350L) visar kvot mellan axialspänning och maximal axialspänning längs matarvattenledningen för ursprunglig kraftsignaluppsättning.



Figur B2.12: Rörbrott i matarvattenledning. Kvot längs matarvattenledningen mellan axialspänning för med 15% time shift och utan time shift för referensfallet. K1428C350L / max(K1428C350L) visar kvot mellan axialspänning och maximal axialspänning längs matarvattenledningen för ursprunglig kraftsignaluppsättning.

B2.5 Referenser

/B2.1/ PIPESTRESS Version 3.5.1, DST Computer Services, S.A.

/B2.2/ ASME Section III Division 1, 2004.

www.ski.se

STATENS KÄRNKRAFTINSPEKTION
Swedish Nuclear Power Inspectorate

POST/POSTAL ADDRESS SE-106 58 Stockholm

BESÖK/OFFICE Klarabergsviadukten 90

TELEFON/TELEPHONE +46 (0)8 698 84 00

TELEFAX +46 (0)8 661 90 86

E-POST/E-MAIL ski@ski.se

WEBBPLATS/WEB SITE www.ski.se