

Studier av strömningsinducerade dynamiska laster på interndelar vid inre ångledningsbrott i BWR

Jerzy Marcinkiewicz
Olof Björndahl

Februari 2000

Studier av strömningsinducerade dynamiska laster på interndelar vid inre ångledningsbrott i BWR

Del 1 – Fenomen och beräkningsmetoder

Jerzy Marcinkiewicz

SAQ Kontroll AB
Box 49306
100 29 Stockholm

Februari 2000

SAQ/FoU-Rapport 2000/01

SKI Projektnummer 990389

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

SUMMARY

This report presents results of a pilot study concerning flow induced dynamic loads on internals in a Swedish BWR after postulated main steam line break (MSLB).

The study was performed by SAQ Kärnteknik and financed by the Swedish Nuclear Power Inspectorate.

The report has two parts:

- the first part describes conditions before and phenomena after MSLB. Main parameters having impact on dynamic loads on internals are discussed. A literature study concerning calculation methods and experiments related to MSLB caused dynamic loads on internals is presented,
- the second part of the report presents a pilot study of use of acoustic modelling for analysis of pressure transients after MSLB.

Each part of the report has a separate summary. This summary concerns only the first part.

The report starts with description of geometry and conditions before a postulated MSLB in an ABB Atom BWR. Scenario and phenomena related to MSLB and resulting in oscillatory dynamic loads on internals are discussed. A separate chapter is devoted to analysis of parameters having impact on these, pressure waves related, loads. Parameters like opening time, steam properties, relaxation time to flashing are discussed. A simple, qualitative, one dimensional (RELAP5MOD3.2) analysis of the pressure wave related forces in an annular steam gap is presented. The analysis shows the influence of opening time on the amplitude of the dynamic forces.

The literature study concerning, calculation methods and experiments is presented. The traditional Swedish (ABB Atom) calculation method does not take into consideration the pressure wave related loads. Any explanation to this simplification was not found. General Electric uses (successfully) acoustic method for calculation of MSLB related dynamic loads. Computational Fluid Dynamics is used by Forsmarks Kraftgrupp AB for calculation of dynamic loads after MSLB in Forsmark 1 and 2.

Any experimental validation of traditional method, acoustic method or CFD method connected to MSLB in a BWR was not found in the open literature. For this reason a simplified validating experiment is proposed.

The calculated dynamic forces after MSLB might be very large. The final structural loading is dependent on both – the loads and the response of the structure. This question is proposed to be an object for further study.

A loading which may be more severe for the internal structure in the vessel is a break of a pipe containing water, for instance an external main circulation loop. Earlier practice has been to analyse the fluid loading by the same method as for steam pipe break. A study of this phenomenon is therefore proposed.

Finally the report presents a short program for future investigations.

SAMMANFATTNING

Denna rapport sammanfattar en förstudie avseende strömningsinducerade, dynamiska laster som kan uppstå på interndelar efter ett ångledningsbrott i en svensk kokarvattenreaktor. Förstudien utfördes av SAQ Kärnteknik och finansierades av Statens Kärnkraftinspektion.

Rapporten består av två delar:

- den första delen innehåller beskrivning av förhållanden före och analys av fenomen som uppstår efter ett ångledningsbrott inklusive en litteraturstudie över beräkningsmetoden och utförda experiment. Parametrar som påverkar förloppet diskuteras.
- den andra delen innehåller studier avseende nyttjande av akustisk metod vid analys av trycktransienten efter ett ångledningsbrott.

Varje del av rapporten har en separat sammanfattning. Nedan följer den som berör första delen.

Rapporten börjar med en beskrivning av geometri, funktion och driftförhållanden i den berörda delen av reaktorn. Händelseförlopp och fenomen som uppstår i ångvolymen efter ett postulerat ångledningsbrott och leder till oscillerande dynamiska krafter på interndelarna diskuteras.

Ett separat kapitel ägnas åt analys av parametrar som påverkar de strömningsinducerade krafterna efter ett ångledningsbrott som tryckvågors varaktighet, öppningstiden och ångans egenskaper. Relaxationstid till flashing diskuteras. En enkel kvalitativ, endimensionell analys med RELAP5 presenteras. Analysen visar beroende mellan öppningstiden och krafterns amplitud. Inverkan av ångans kondensation diskuteras.

En litteraturstudie över beräkningsmetoder och experimentellt underlag presenteras. Den i Sverige använda traditionella beräkningsmetoden (ABB Atoms) tar ingen hänsyn till de tryckvågsrelaterade lasterna. Motivering till denna förenkling har ej kunnat hittas. Akustiska metoder används för sådana analyser av General Electric och rapporteras ge tillförlitliga resultat. Problematiken kring akustiska metoder utvecklas i del 2 av rapporten. CFD (Computational Fluid Dynamics) har använts av Forsmarks Kraftgrupp AB för att beräkna de tryckvågsrelaterade lasterna i Forsmark 1 och 2. Forsmarks CFD beräkning diskuteras.

Det ända säkra sättet att värdera beräkningsmetoders tillförlitlighet är experimentell verifiering. Någon experimentell verifiering av någon av beräkningsmetoderna (traditionella, akustiska eller CFD) för de tryckvågsrelaterade lasterna har inte kunnat hittas i litteraturen. Sökning efter experimentresultat som idag skulle kunna nyttjas vid eventuell validering av beräkningsmetoderna gav inget resultat heller. Ett validerande experiment i modellskala föreslås.

Det slutliga målet för beräkningarna av krafter på interndelarna efter ångledningsbrott är beräkning av strukturens respons. Denna respons påverkas av strukturens känslighet samt interaktion med den omringande fluiden. Denna fråga bör utredas.

Ett brott i huvudcirkulationskretsen är sannolikt ett värre fall för interndelarna än ångledningsbrott. Eftersom den svenska beräkningsmetoden för HC-brott baseras på samma principer som för ångledningsbrotten kan en studie av rörbrott på vattensidan vara starkt motiverad.

Avslutningsvis anges förslag för vidare arbetsinsatser i syfte att få en konservativ och verifierad bild krafterna på interndelarna i BWR efter ett ångledningsbrott.

INNEHÅLLSFÖRTECKNING

SUMMARY	2
SAMMANFATTNING.....	3
INNEHÅLLSFÖRTECKNING	4
1. INLEDNING	5
2. ALLMÄNT OM GEOMETRI, FUNKTION OCH DRIFTFÖRHÅLLANDEN I DEN BERÖRDA DELEN AV ASEA ATOMS BWR.....	6
3. HÄNDELSEFÖRLOPP VID POSTULERAT ÅNGLEDNINGSBROTT.....	7
4. PARAMETRAR SOM PÅVERKAR STRÖMNINGSINDUCERADE KRAFTER EFTER ETT ÅNGLEDNINGSBROTT.....	9
4.1 Tryckvågors och lasternas varaktighet.....	9
4.2 Öppning, öppningstiden och öppningsförlopp.....	10
4.3 Ångans egenskaper som påverkar vågutbredningen	11
5. LITTERATURSTUDIE, BERÄKNINGSMETODER OCH EXPERIMENT	13
5.1 Beräkningsmetoder.....	13
5.2 Experimentella verifieringar	15
6. SLUTSATSER	15
7. FÖRSLAG FÖR FRAMTIDA UTVECKLINGSINSATSER.....	17
REFERENSER.....	18

1. INLEDNING

Bland de laster som beaktas i hållfasthetsberäkningar finns dynamiska, flödesinducerade krafter som uppstår efter ett ångledningsbrott. Krafterna verkar på reaktortryckkärl och interndelar samt på rörsystemets delar.

Avseende interndelarna påpekas i SRP 3.9.5 (Standard Review Plan) att dessa krafter skall utvärderas. Dessvärre anges ingen mera detaljerad beskrivning av vare sig krafterna eller rekommenderat tillvägagångssätt vid dessas beräkning och utvärdering.

Generellt kan dock sägas att två fenomen orsakar de flödesinducerade krafterna:

- inverkan av tryckvågor (som ger en dämpad oscillerande last),
- inverkan av tryckgradient runt interndelarna som utvecklas i det av ångledningsbrott störda strömningsfältet.

Under årens lopp har en metod för beräkning av dessa krafter utvecklats inom den svenska kärnkraftsindustrin (av ABB Atom, referens med metodbeskrivning ej tillgänglig). Metoden förutsätter att utbredning av tryckvågor inte har någon betydelse för kraftbilden. Krafter på interndelarna efter ångledningsbrotten beräknas genom integrering av statiska tryck som etableras på delarnas ytor vid stationär utströmning genom den brutna ledningen. Sedan läggs krafterna på som en s_k stegfunktion och den oscillerande komponenten från tryckvågorna utelämnas helt. Motivering för detta förfarande (utelämnandet av tryckvågslasterna) har inte kunnat hittas i de befintliga belastningsunderlagen.

ABB Atoms beräkningsmetod har inte varit ifrågasatt tills Forsmarks Kraftgrupp AB i samband med byte av härdgaller och moderatortanklock i Forsmark 1 och 2 utförde egna beräkningar av belastningar på interndelar vid ångledningsbrott med tillämpning av CFD (Computational Fluid Dynamics). De tredimensionella CFD-beräkningarna ger laster på interndelar som skiljer sig från motsvarande traditionellt beräknade (d v s enligt ABB Atoms metod) avseende både förlopp (är oscillerande) och amplitud (är mycket högre).

De i Forsmark genomförda CFD-beräkningarna skapade en kvalitativt ny möjlighet till studier av tryckfält (och krafter på interndelar) i en reaktortank efter ett ångledningsbrott. Väsentliga skillnader mellan de med CFD beräknade krafterna och motsvarande krafter beräknade med den traditionella metoden har väckt, bland annat följande frågor.

- Vad händer i reaktortanken efter ett ångledningsbrott och i vilken grad kan fysiken i dessa händelser återskapas i beräkningsmodellerna
- Ger CFD-tekniken en korrekt bild av strömningsfältet efter ett ångledningsbrott? Finns det alternativa beräkningsmetoder ? Finns det experimentella data som kan användas för att verifiera beräkningsmetoderna ?
- Varför bortser den traditionella metoden från de tryckvågsrelaterade krafterna ?
- Vilken metod har andra leverantörer valt för att analysera problemet ?

Denna rapport sammanfattar en förstudie vars syfte är att analysera förloppen efter ett ångledningsbrott och bedöma metoder för beräkning av krafterna på interndelarna.

Förstudien genomfördes på uppdrag från Statens Kärnkraftinspektion (SKI).

I förstudien ingick också en analys av möjligheten att nyttja akustiska modeller inom problemområdet vilket avrapporteras i del 2 av denna rapport.

Den föreliggande delen av rapporten påbörjas med en beskrivning av geometri och förhållanden i och utanför reaktortanken som råder före det postulerade ångledningsbrottet och fortsätter sedan med beskrivning av händelser när det ovan nämnda inträffar. Inverkan av

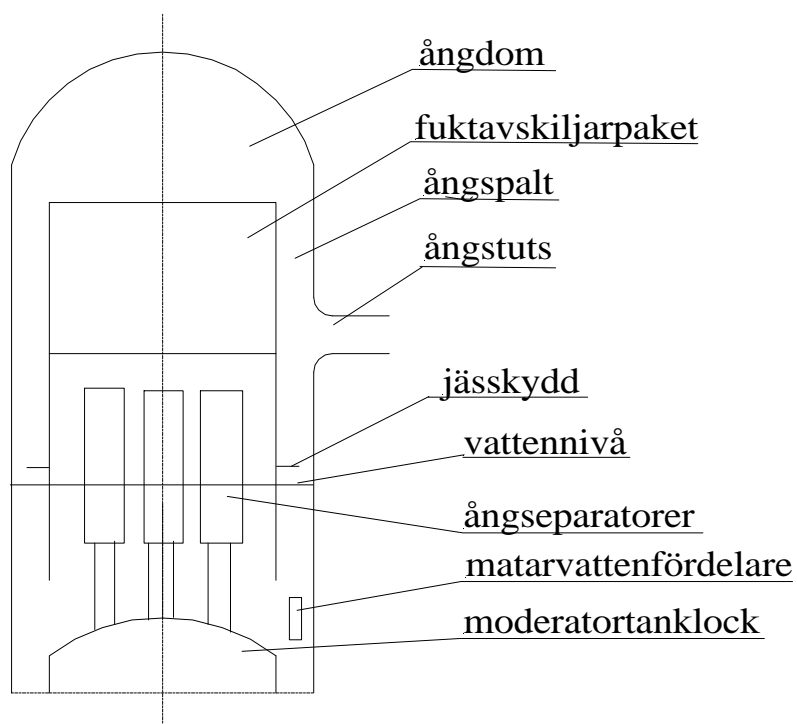
olika parametrar på händelseförloppet diskuteras samt CFD och traditionella modellers förmåga att återspegla parametrars inverkan på belastning av interndelarna.

Rapporten innehåller dessutom resultat av en litteratursökning som var inriktad på identifiering av eventuella experimentella insatser inom den berörda problematiken samt identifiering av beräkningsmetoder hos andra reaktorleverantörer.

Rapporten avslutas med ett antal förslag för vidare arbete

2. ALLMÄNT OM GEOMETRI, FUNKTION OCH DRIFTFÖRHÅLLANDEN I DEN BERÖRDA DELEN AV ASEA ATOMS BWR

Alla svenska kokarvattenreaktorer är byggda av ASEA Atom och är ganska likformiga geometriskt. Alla arbetar under likadana förhållanden d v s 70 bar tryck och ca 286° C. I figur 1 visas schematisk övre delen av reaktortanken med interndelarna. Vattnet pumpas runt i reaktorn. Det värms upp och delvis förångas i härden (innanför moderatortanken). En blandning av ånga och vatten lämnar härden och kommer in i ångseparatorer.



Figur 1 En principiell uppställning av interndelarna i en BWR ovanför moderatortanken.

Ångseparatorernas uppgift är att skilja ångan från vattnet. Avskiljningsförmågan är begränsad. Detta betyder att ångan som passerar separatorerna och fortsätter uppåt innehåller fortfarande mindre mängd vattendroppar. Detta betyder också att vattnet som lämnar separatorerna i riktning mot moderatortanklocket innehåller en mängd små ångbubblor. Dessa ångbubblor kallas carryunder. Returvatten kan innehålla upp till ca 10% carryunder (per enhetsvolym).

På grund av carryunder är hela området ovanför moderatortankklocket (figur 1), sannolikt inklusive den ringformade spalten mellan fuktavskiljarmanteln och reaktortankväggen, fylld med ångbubblorna med olika koncentration. Ångbubblorna kollapsar när det omgivande vattnet blir något underkyllt – d v s efter blandning med det kalla matarvattnet. Gränsen mellan rent och ångblandat vatten är sannolikt mycket rörlig. Beroende på strömningsfältet i matarvattenfördelarområdet kan en del av matarvattnet vändas uppåt och bidra, åtminstone lokalt, till en kraftig reducering av ångbubbelhalten i området mellan fuktavskiljarmanteln och reaktortankväggen.

Närvaron av ångbubblorna i denna spalt d v s områden som har direkt kontakt med ångan kan eventuellt ha betydelse för tryckförlopp i ångspalten vid ett ångledningsbrott. Denna fråga kommer att diskuteras senare i samband med beskrivning av händelser i reaktortanken efter ett ångledningsbrott.

Fuktavskiljare, figur 1, utgör ett slutsteg i torkningen av ångan. När dessa har passerats är ångkvaliteten $x \approx 0,999$. Efter fuktavskiljarna kommer ångan in i ångdomen (se fig. 1) och styrs sedan neråt in i den ringformade ångspalten där den lämnar reaktortanken via ångstutsar och huvudångledning. Ångstutsarna är ca 1 m långa och varierar till antal (4 eller 8 stycken) och diameter mellan reaktorerna. Ångstutsar i vissa reaktorer är försedda med strypdy-sor vars syfte är att minska ångutströmning från reaktortanken vid ett ångledningsbrott. Dytorna bidrar också till minskning av dynamiska krafter som bildas efter ett ångledningsbrott. Längst nere i ångspalten finns ett s. k. jässkydd som är en platt, horisontell och inte tätande plåtring som markerar övergången mellan ång- och vattenfas i ringspalten. Den normala vattennivån i reaktortanken brukar ligga någon decimeter under jässkyddet.

Utanpå reaktortanken finns ett ca 200 mm tjock termisk isolering. Området utanför reaktortanken i höjd med ångstutsarna är utformat på olika sätt hos olika reaktorer. På Forsmark 1 och 2 finns en relativt instängd ringformad spalt som nerifrån begränsas av inneslutningens stödkant för reaktortanken tillsammans med dess stödkjol och uppifrån begränsas av PS-avtätningen under PS-kupolen. Spaltens yttre vägg, som innehåller ej täta ångledningsgenomföringar, utgörs av den biologiska skärmen. Detta ser annorlunda upp hos trillingarna (Oskarshamn 2 och Barsebäck 1&2) där motsvarande område är relativt öppet. Utformning av dessa områden (som ångan från reaktortanken kommer ut in) har betydelse för eventuell utveckling av dynamiska krafter på reaktortankens utsida efter ett ångledningsbrott. Om den utströmmande ångan fångas i ett relativt slutet utrymme (som i Forsmark 1 och 2) bör dessa krafter tas hänsyn till vid framtagning av laster på reaktortanken efter ett ångledningsbrott.

3. HÄNDELSEFÖRLOPP VID POSTULERAT ÅNGLEDNINGSBROTT

Ångledningsbrott antas äga rum i svetsen mellan ångstutsen och ångledningen.

Begynnelsevillkor är mättad ånga, tryck $p=70$ bar i reaktortanken och 100% reaktoreffekt det vill säga nominellt ångflöde i ångledningarna.

Det antas att en tangentiellt löpande spricka bildas vid brottställe och växer mycket snabbt tills en komplett separering av stutsen och ångledningen uppstår. Tiden nödvändig för att åstadkomma denna separering anges i en ANSI/ANS standard, se referens 1 kap 6.2.3. Enligt denna skall 1 ms antas om en längre tid inte kan bevisas analytiskt eller experimentellt.

När separationen är fullbordad börjar ångledningen pressas ifrån stutsen och den cirkulära, cylindriska sprickan växa. Kraften som verkar på ångledningen (och stutsen) är i början lika

med trycket multiplicerat med ångledningens tvärsnittsarea. I den cirkulära, cylindriska, växande sprickan blir strömningen genast kritisk och den utströmmande ångan kommer från både stutsen och ångledningen. I ABB Atoms reaktorer brukar denna ansluta längre bort till en ångledning som kommer från grannstutsen (ca 30 till 50 m ångledning brukar finnas mellan grannstutsarna).

Massflödet ut ur reaktortanken, genom den växande brottarean, ökar tills kritisk strömning etableras i ångstutsen. I fall då stutsen är försedd med en strypning "flyttar" den kritiska strömningen tidigare i strypningens hals. När den kritiska strömningen etableras i stutsens brutna snitt (eller i stutshalsen) kan inga fler störningar genereras i ångspalten via denna stuts. Däremot kan störningen som etablerats i ångledningen påverka tryckförloppet i ångspalten via grannstutsen. Kritisk utströmning av ånga från en friblåsande stuts eller ångledning kan beräknas med hjälp av referens 2 eller 3.

Tiden för full öppning av utströmningsarea efter ett ångledningsbrott skall enligt referens 1, kapitel 6.2.3 väljas till 10 ms. Där rekommenderas följande "När giljotinbrott postuleras får antas att det tar upp till 10 ms för den brutna rördelen att flytta för att öppna en utflödesarea som är lika stor som summa av rörareor i brottplan uppströms och nedströms brottet". Användning av längre tider tillåts endast såvida dessa kan styrkas av analytiskt eller experimentellt underlag.

Det av referens 1 rekommenderade förfarandet har vid flera tillfällen tillämpats vid analyser av ångledningsbrott i svenska kokarvattenreaktorer. Beräkningar av öppningstiden och öppningsförlopp (d vs öppningsändring som funktion av tiden) har dock också utförts, referens 15. Både svenska och utländska erfarenheter pekar på att den verkliga öppningstiden blir längre och kommer sannolikt att överstiga 20 ms samt att öppningsförloppet kommer att ha paraboliskt karaktär (öka kvadratisk med tiden). Tröghetskrafter i den backande ångledningen är den viktigaste parametern som påverkar öppningstiden. Fördelen med tillämpning av ovan citerade tumregel (10 ms) är att man slipper analysera brottareans öppning och får direkt ett färdigt randvillkor. Nackdelen är att detta kan leda till överkonserverativa dynamiska krafter. Fråga om öppningstidens inverkan på lasternas amplitud kommer att diskuteras senare.

Den kraftiga accelerationen, som ångan i stutsen utsätts för, fram till det ögonblicket då en kritisk strömning uppnås, orsakar en tryckvåg (en dekompressionsvåg) som sprider sig från stutsen i den ångfyllda delen av reaktortanken d vs i ångspalten, ångdomen och innanför själva fuktavskiljaren. Det är just denna tryckvåg som reflekteras fram och tillbaka och ger oscillerande krafter på reaktortanken och interndelarna. Tryckvågen visar tecken på att låsas i den smala ångspalten och reflekteras vid övergången från ångspalten till den stora ångdomen. För att illustrera detta påstående kan vågpendlandet i ångspalten jämföras med liknande fenomen i en rörledning som är ansluten till en stor volym, referens 7.

En mängd olika faktorer kan påverka de oscillerande krafternas amplitud och frekvens. Dessa kommer att diskuteras i ett efterföljande kapitel.

I samband med brottet byggs i fallspalten upp ett strömningsfält som karakteriseras av högre ånghastigheter (lägre statiska tryck) i området nära den havererade stutsen. Det nu icke axiellt symmetriska statiska tryckfältet ger en tvärkraft på fuktavskiljarmanteln.

Som det nämndes i kapitel 2 kan reaktortankens närmaste omgivning i höjd med ångstutsarna vara utformad på ett sådant sätt att det finns förutsättningar för bildandet av en, runt tanken

propagerande, tryckvåg samt, att ångan som strömmar runt reaktortanken i det relativt slutna utrymmet skapar ett icke axisymmetriskt statiskt tryckfält som ger en tvärkraft på reaktortanken.

Eftersom stora mängder av ångan strömmar ut efter ett ångledningsbrott börjar trycket i reaktortanken sjunka. Exempelvis för Forsmark 1 och 2 sjunker det med 2 bar under den första 0,4 s efter brottet (referens 6). Denna tryckminskning innebär att vattnet blir överhettat och kan börja koka i hela volymen (flasha). Ångspalten och hela reaktortanken fylls då med en tvåfasblandning vilket dämpar ut ångledningsbrottets tryckvågor. Vattnet kommer dock att koka först efter en viss tidsfördröjning som är kraftigt beroende av dekompressionens snabbhet. Fram till flashing kommer de av ångledningsbrott genererade tryckvågorna att vandra i ångvolymen och generera dynamiska krafter på interndelarna.

Av det ovan sagda framgår att de dynamiska krafterna på interndelarna efter ett ångledningsbrott kan existera endast inom en begränsad tidsram. En intressant fråga är hur mycket kan krafterna reduceras under denna korta tidperiod på grund av dämpning.

4. PARAMETRAR SOM PÅVERKAR STRÖMNINGSINDUCERADE KRAFTER EFTER ETT ÅNGLEDNINGSBROTT

Efter analys av geometrin och händelseförloppet kommer nu parametrar som påverkar de till ångledningsbrott relaterade lasterna att diskuteras:

- existensen av en övre tidgräns för de fluktuerande lasternas verkan på strukturen. Som det nämndes tidigare bestäms denna tidgräns av vattenkokning (flashing) som orsakas av den globala trycksänkningen i reaktortanken efter brottet. När flashing utvecklas dämpas tryckvågorna helt.
- öppningstiden och öppningsförloppet (d v s öppning av brottarean som funktion av tiden). Dessa kommer att påverka krafternas amplituder.
- ångans egenskaper som kan påverka tryckvågsutbredning (dämpning och frekvens).

4.1 Tryckvågors och lasternas varaktighet

Vid normal drift är vattnet i reaktortanken mättat (i övre delar) eller något underkyllt (i nedre partier). I samband med ett ångledningsbrott utsätts det för en mycket snabb dekompression och hamnar i termodynamisk ojämnvikt. Vattnet blir överhettat och förångas mycket snabbt i hela volymen. Fenomenet kallas ”flashing” i den engelska litteraturen. Flashing utvecklas dock inte omedelbart efter trycksänkningen. En viss fördröjning, som kallas relaxationstid krävs. Relaxationstiden har varit föremål för experimentella undersökningar och man fann att den är funktion av vattnets överhettning, referens 4, 5. Flashingproblematiken i anknytning till ångledningsbrott diskuteras i referens 6. Ju större överhettning ju kortare relaxationstid. Experiment visar att för ett heterogent (ej perfekt rent) vatten är relaxationstiden ca 1s vid överhettning av storleksordning 1 á 2 Kelvin.

Minskning av ångmedeltrycket i reaktortanken efter ångledningsbrott kan exempelvis beräknas med GOBLIN och ge underlag för uppskattning av vattnets överhettning och relaxationstiden. Vid CFD analyser av ångledningsbrott för Forsmark 1 och 2, referens 6 uppskattades relaxationstiden till ca 0,5 sekunder. Detta baserat på beräknat tryckfall som ger överhettning på ca 5 á 6 K vid första sekunden efter brottet.

Forsmark 1 och Forsmark 2 har åtta ångstutsar var. Oskarshamn 2 har endast fyra större ångstutsar vilket bör leda till en ännu snabbare dekompression och i och med detta kortare relaxationstider.

När flashing sker bör den dämpa ut alla ångledningsbrottrelaterade tryckvågor. Därför är bedömning av relaxationstiden nödvändig för korrekt modellering av händelser under ett ångledningsbrott. Ingen av de idag tillgängliga beräkningsmetoderna kan på ett korrekt sätt ta hänsyn till relaxationstiden och fasövergångens inverkan på krafterna. De befintliga beräkningsmetoderna gäller inom ångfasområdet. Kunskap om relaxationstiden ger oss därför en viktig information om gränser för beräkningsresultatens giltighet.

Bedömning av relaxationstiden utgår från mättnadstillstånd för vattnet utan ångbubblor. Som det nämndes tidigare kan vattnet under jässkyddet vara mättat och innehålla ångbubblor eller också vara något underkyllt (CFD analyser för Forsmark 1 och 2, referens 9, visar att en del av returvattnet blandas med matarvattnet och som underkyllt vänder uppåt och kan hamna i spalten under jässkyddet).

Inverkan av bubblornas närvaro på relaxationstiden är viktig eftersom denna (vid sidan om dämpningen) ramar in de dynamiska lasternas varaktighet. Inget experimentellt underlag har påträffats i litteraturen för att belysa frågan. En diskussion med expert inom området prof. Zbigniew Bilicki (Polska Vetenskapliga Akademin) bekräftade bristen på experimentella resultat inom det för oss intressanta parameterområdet. Hans bedömning dock, som baseras på både experimentell erfarenhet och teoretiska kunskaper, är att ångbubblornas inverkan på relaxationstiden sannolikt kan försummas.

Är vattnet vid jässkyddet underkyllt kommer relaxationstiden att öka.

4.2 Öppning, öppningstiden och öppningsförlopp

Öppningens area har stor betydelse för den maximala tryckvågsamplituden (alltså också kraften). Det mycket stora trycket på 70 bar accelererar ångan i den brutna stutsen upp till kritisk strömning. Större genomströmningsarea i ångstutsen leder till större massflöde vid kritiska strömningen och ger högre strömningsinducerade krafter. Med andra ord, vid lika ångflöden, kommer reaktorer med större mängd mindre ångstutsar eller med strypningar (areaminskningar) i ångstutsarna att vara mindre utsatta än reaktorer med stora och få ångstutsar.

En annan viktig faktor som påverkar lasternas amplitud är öppningstiden $T_{\text{öpn}}$ d v s den tid som ångan i stutsen accelereras under innan kritiska strömningen uppnås. Denna tid avgörs av hur snabbt ångledningen glider från stutsen efter brottet. Bedömning av öppningstidens betydelse bör göras mot systemets relevanta tidkonstanter. Sådana utgörs av gångtiden T_c (fram och tillbaka) för tryckvågen med avseende på systemets karakteristiska längdmått L . För tryckvågen som fortplantar sig runt i ångspalten och ger tvärlaster på fuktavskiljarmanteln blir typiskt $T_c = 2L/a = \pi D/a = \pi * 5,8/450 \text{ m/s} = 0,04 \text{ s}$ där L är längdskalan, D är reaktortankens diameter i meter och a är utbredningshastighet för tryckvågor i ånga i meter per sekund. I analogi med vätskeslag i ett rörsystem (endimensionellt), kan sägas att tryckamplituden uppnår sitt maximalt värde Δp_{max} om $T_{\text{öpn}} < T_c$. Varaktigheten för Δp_{max} blir längst om $T_{\text{öpn}} = 0$ och kortast om $T_{\text{öpn}} = T_c$. För närmare studier av endimensionella vätskeslag vid olika förhållanden rekommenderas referens 7.

För att illustrera samband mellan öppningstiden och de tryckvågsrelaterade krafterna genomfördes en förenklad, kvalitativ, endimensionell analys av vågutbredning i ånga i ett system som består av en stor volym och ett anslutet rör med längd 9 m (L) med tvärsnittsarea

motsvarande ångspaltens. Detta rör övergår i ett 1 m långt, tunnare rör motsvarande en ”ångstuts” som avslutas med en snabböppnande ventil. Begynnelsevillkor är mättad ånga i systemet vid 70 bar. Öppningstider för ventilen varierar. Ventilen blåser fritt och dennes öppningsarea A (som i modellen motsvarar brottarean) ökar paraboliskt som funktion av tiden t ($A(t)=K*t^2$). Här bör också tilläggas att för öppningstider $T_{\text{öpn}}$ som ligger nära gångtiden T_C kommer amplituder av krafterna på fuktavskiljarmanteln att påverkas av öppningsfunktionen $A(t)$.

Beräkningarna (parametriska analysen) genomfördes med RELAP5MOD3.2. Åtta beräkningar utfördes med ventilöppningstider varierande mellan 1 ms och 800 ms vilket motsvarar relativa öppningstider $T_{\text{öpn}}/T_C$ mellan 0,025 och 20 ($T_C = 0,04$ s).

Kraften på fuktavskiljare i ångstutsens riktning definierades i modellen som statiskt tryck i varje nod multiplicerad med fuktavskiljarmantelnns area motsvarande nodens längd och med cosinus av vinkeln som definierar nodens läge i förhållande till ”ångstutsen”. Modellen i RELAP5 visas i figur 2 där röret ritats så att det återspeglar ångspaltens annulära form.

Syfte med analysen har varit att å ena sidan utföra en parametrisk analys av öppningstidens inverkan på kraften på ”fuktavskiljarmanteln”, se figur 3, och å andra sidan låta RELAP5 beräkna eventuella fasövergångar i ångspalten.

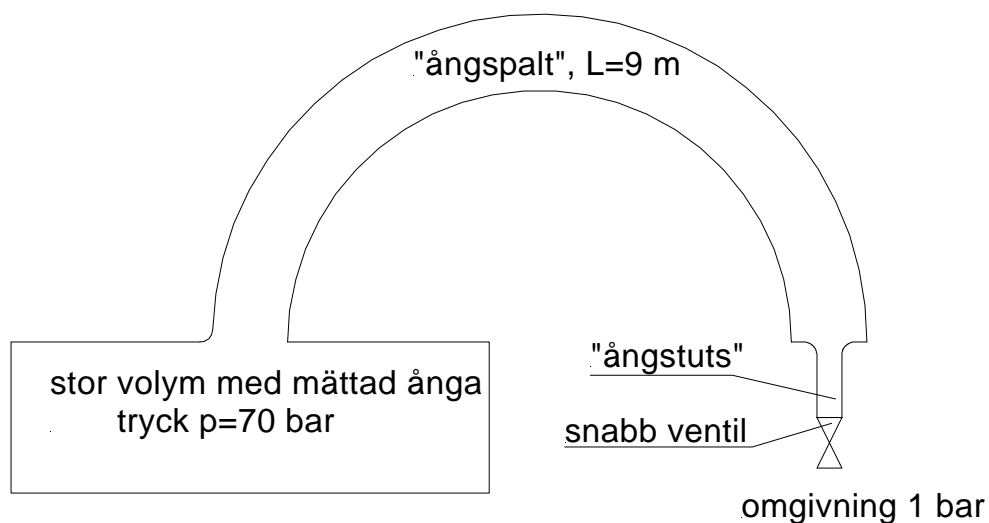
Av figur 3 framgår att vid öppningstid $T_{\text{öpn}} = 10$ ms (som rekommenderas i referens 1) vilket motsvarar $T_{\text{norm}} = 0,25$ är kraften ca 85% av den maximalt möjliga. Vid $T_{\text{norm}} = 1$ sjunker kraften till drygt 60% och vid $T_{\text{norm}} = 2$ utgör den knappt 30% av den maximalt möjliga. I detta sammanhang bör en fråga ställas, vilken öppningstid kan anses vara realistisk, de 10 ms som rekommenderas i referens 1 eller blir verkliga öppningstider längre? Denna fråga diskuteras i referens 8 där det konstateras att verkliga öppningstider bör ligga kring 20 à 30 ms. Även om geometrier i referens 1 skiljer sig från de svenska förhållanden visar också analyser genomförda av ABB ATOM ungefär lika stora öppningstider, referens 15 (gäller för Oskarshamn 2 samt Barsebäck 1 och 2). Detta tyder på att antagande av öppningstiden enligt referens 1 leder till överskattning av kraften på fuktavskiljarmanteln på 15 à 20% av den maximala möjliga kraften. Generellt kan diagram i figur 3 användas för uppskattning av kraftminskningar som är att vänta om åtgärder vidtas för att öka öppningstiden.

4.3 Ångans egenskaper som påverkar vågutbredningen

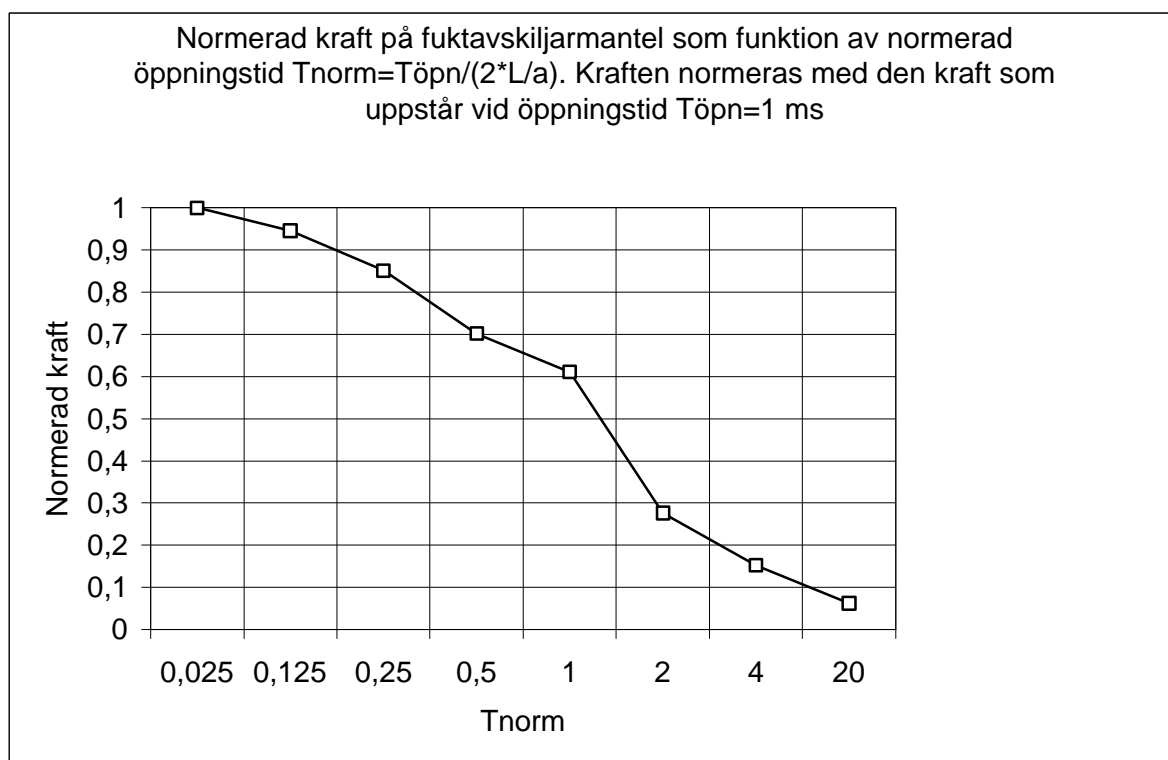
Ångan nedströms fuktavskiljaren är mycket torr. Vid normal drift är ångkvaliteten x ca 0,999. Den lila mängden vatten i ångan finns i form av små droppar.

Ånga som genomgår en snabb adiabatisk (d.v.s. utan energiutbyte med omgivningen) dekompression kan delvis kondensera. Detta kan påverka tryckvågens dämpning och utbredningshastighet d v s lasternas amplitud och frekvens.

Dekompressionsvågen i ångspalten har amplitud som är (storleksordning) ca tio gånger lägre än reaktortrycket (70 bar). Kondensationsfenomen under sådana förhållanden diskuteras i referens 6 med bedömning att dessa inte bör leda till väsentliga avvikelser i tryckförlopp i jämförelse med torr ånga.



Figur 2 En förenklad skiss av modell i RELAP5



Figur 3 Resultat av parametrisk studie med RELAP5

Bedömning i referens 6 avseende kondensationen bekräftades av de redan nämnda beräkningarna med RELAP5 – kondensationen blir mycket liten. Det finns dock en skillnad.

I RELAP5 beräknas vågutbredningshastigheten med hänsyn till fukthalten till mellan ca 490 och 450 m/s medan motsvarande hastighet, som används i referens 6 för torr ånga är 493 m/s. RELAP5 räknar dock utan hänsyn till relaxationstiden vilken, enligt bedömning i referens 6 blir större än 0,1 s (gäller för Forsmark 1 och 2).

Eftersom vågutbredningshastigheten (d v s lasternas frekvens) påverkas mycket starkt av ångans fukthalt bör en analys av kondensationsbenägenheten (relaxationstiden) genomföras för varje reaktor före beräkning av ångledningsbrottrelaterade dynamiska laster.

Att en sådan analys behöver göras beror på nödvändigheten att bedöma beräkningarnas trovärdighet eftersom idag finns inga beräkningsprogram som kan på ett korrekt sätt ta hänsyn till fasövergångar och varierande vågutbredningshastigheter vid mycket snabba tryckförlopp. En sådan analys är ett nödvändigt steg före beräkningarna.

5. LITTERATURSTUDIE, BERÄKNINGSMETODER OCH EXPERIMENT

Litteratursökning koncentrerades på identifiering av publikationer som berör problematiken kring ångledningsbrott i BWR och dynamiska laster på interndelar. Sökningen omfattade båda beräkningsmetoder och experimentell verksamhet inom området. Dessutom genomfördes diskussioner med experter.

Litteraturen inom dessa områden är mycket begränsad. Man kan tänka sig många orsaker: En viktig sådan är troligen att problematiken inte uppmärksammats tillräckligt på sjuttio- och åttiotalet då den stora vågen av försök rörande LOCA (Loss of Coolant Accident), och LOFT (Loss of Fluid Test) genomfördes. Dessa experiment var främst inriktade mot undersökning av faktorer som påverkar härdens kylning. Dessa faktorer har mycket längre tidskalor än de tryckvågsrelaterade dynamiska laster efter ångledningsbrott. De flesta avrapporterade experimentella arbeten koncentreras på brott på vattensida i PWR (tryckvattenreaktorer) (snabb dekompression av trycksatt underkyllt, mättat eller överhettat vatten, "blowdown" problematiken).

Inga referenser med experiment som direkt berör tryckvågsrelaterade laster på interndelar efter ångledningsbrott har kunnat hittas i litteraturen. En sådan information skulle kunna nyttjas för verifiering av beräkningsmetoderna. Inga referenser med beräkningar av sådana laster har kunnat hittas i litteraturen förutom referens 6 av dr H. Tinoco (Forsmarks Kraftgrupp)

General Electric (GE) främsta expert inom termohydrauliken dr F. J. Moody nämnde under en diskussion (höst 1999) att GE uppmärksammade problematiken kring dessa dynamiska laster någon gång för drygt 20 år sedan och genomförde vissa utredningar. Då tittade man främst på liknande fenomen vid huvudcirkulationsledningsbrott (på vattensida). Dr Moody konstaterade att stora dynamiska laster på interndelarna orsakade av ledningsbrottrelaterade tryckvågor kan uppkomma i BWR. Hans uppgifter bekräftas i referens 10 (gäller brott på vattensidan) som utredaren fick tillgång till tack vare OKG Aktiebolag.

5.1 Beräkningsmetoder

Det bör påpekas att det slutliga målet för beräkningarna av krafter på interndelarna efter ett ångledningsbrott är beräkning av strukturens respons. Denna respons påverkas dock i en mycket hög grad också av strukturens känslighet samt interaktion mellan strukturen och fluiden. Detta kan innebära exempelvis att högfrekventa laster med mycket höga amplituder har en mycket liten inverkan på strukturen. Denna fråga berörs inte i förstudien som koncentreras på att bedöma existerande beräkningsmetoder med avseende på deras förmåga att återspegla fysiken i de modellerade förloppen.

Tre olika beräkningsmetoder för krafter på interndelarna efter ett ångledningsbrott har kunnat identifieras. Metoderna som kan historiskt placeras i följande ordning:

- **den så kallade traditionella metoden** till vilken hör ABB Atoms som tillämpats på alla svenska reaktorer. Denna metod bortser helt från de tryckvågsrelaterade krafterna. Analys av fysiken i processen efter ett ångledningsbrott visar att oscillerande krafter kommer att uppstå. Så länge ingen förklaring/motiverig ges (eller inget experiment genomförs) som berättigar denna grova förenkling kan denna metod inte anses vara tillförlitlig. Ingen motivering eller experimentell verifiering har kunnat hittas i litteraturen som stöder en sådan förenkling.
- **Akustiska metoder** som belyses i del 2 av denna utredning samt referens 10 och 16. I referens 10 påstås att en enkel, akustisk modellering av reaktortanken ger en korrekt bild av belastningarna efter brott på vattensidan. General Electric använder datorprogram TRACG i detta syfte. Problematiken kring laster genererade av en dekompressionsvåg efter ett rörbrott på vattensidan belyses i en relativt stor omfattning i en mycket tidigare GE rapport, referens 16, "Evaluation of Acoustic Pressure Loads on BWR/6 Internal Components". I denna rapport beräknas tryckförloppen med hjälp av datorprogram WHAM (akustisk) som är föregångare till TRACG. Ingen referens har dock kunnat hittas som berör akustiska laster efter ett ångledningsbrott. Inget relevant experimentellt underlag som skulle kunna användas vid verifiering av akustiska metoder tillämpade på ett ångledningsbrott har påträffats i litteraturen heller.

Den stora fördelen med akustiska metoder är att dessa kan byggas ut för att, på ett relativt enkelt sätt, ta hänsyn till interaktion mellan strukturen och strömmande medium (Fluid Structure Interaction), se referens 14. Denna interaktion kommer sannolikt att ha mindre betydelse för brott på ångsida i jämförelse med motsvarande på vattensida. I referens 14 som betraktar just vattensidan konstateras att hänsynstagande till interaktionen leder till lägre responsen i strukturen.

- **CFD beräkningar.** Referens 6 är den första (och hitintills enda) i världslitteraturen beskrivna tillämpning av denna metod för att beräkna dynamiska laster på interndelar efter ångledningsbrott (och stora, kärnkraftsrelaterade rörbrott över huvudtaget). I en CFD modell delas hela ångfyllda beräkningsvolymen i många små delvolymmer (beräkningsceller). För varje beräkningscell löses sedan ett ekvationssystem som beskriver ångans rörelse, energitransport och tillstånd. Beräknade, tidsberoende statiska tryck på interndelarnas ytor multiplicerade med motsvarande areor ger dynamiska krafter.

CFD är den metod som idag kan, på det mest fullständiga sättet, återspegla fysiken i händelserna efter ett ångledningsbrott. CFD kan dock inte ta hänsyn till fasomvandlingar vilket gör att beräkningar måste genomföras med enfasantagande och gäller därför endast inom en begränsad tidsram (fram till flashing). Utveckling pågår för att implementera fasomvandlingar (inklusive ojämnviktsfenomen) i CFD modeller. Fasomvandlingarna kommer dock sannolikt att ha mindre betydelse för brott på ångsidan än på vattensidan.

I referens 6 modelleras ångan som en ideal gas och en analys genomförs som underbygger detta antagande. Beräkningarna genomförs på en halv reaktor (med symmetriandvillkor) och endast en halv stuts, vid vilken brottet sker. Att bortse från andra stutsar leder sannolikt till mycket mindre dämpning (se del 2 av föreliggande rapporten där alla stutsar finns modellerade) och är konservativt. I referens 6 antas att ångan står stilla vid brottögonblicket vilket är konservativt. Med stillastående ånga som randvillkor genomförs

laminära beräkningar med motiveringen att turbulenseffekter inte hinner utvecklas under den korta tiden som analysen omfattar.

De i referens 6 presenterade färgbilderna visar tryckvågor som bildas (och vandrar fram och tillbaka) i fallspalten efter ett ångledningsbrott. Det syns (vilket också bekräftas av den akustiska analysen) att tryckvågorna "låses" i den ringformade ångspalten vilket sannolikt bör leda till att det som händer vid (eller under) gränsen mellan fuktavskiljaren och ångdomen har ringa betydelse för den oscillerande kraften på fuktavskiljaren. Denna tanke bekräftas i del 2 av rapporten som analyserar inverkan av randvillkor vid fuktavskiljarens utlopp.

Liksom de andra metoderna har CFD data inte validerats mot experimentresultat. De bör dock, med tanke på en bättre återspeglad fysik i förloppet, ge säkrare resultat än de akustiska metoderna. En viktig fråga i detta sammanhang är hur stor kan denna förbättring vara och om denna motiverar de mycket omfattande tid- och beräkningsresurser som CFD tekniken erfordrar i jämförelse med de akustiska metoderna. CFD beräkningen kräver korta tidssteg, beräkningsvolymen har storleksordning 10^5 celler. Detta ger långa beräknings- och databearbetningstider. Att ta hänsyn till FSI (Fluid Structure Interaction, växelverkan mellan fluiden och strukturen där båda kan påverka varandra) är vid dessa tidsberoende beräkningar i praktiken omöjligt även om det idag finns program som kan skyffla resultat efter varje tidssteg mellan CFD och strukturdynamiska program (itereringsprocedur). Orsaker är både tekniska (det krävs mycket kraftfulla datorer) och ekonomiska. Det skulle också bli ett pionjärbete vilket gör eventuella ekonomiska bedömningar mycket osäkra.

5.2 Experimentella verifieringar

Någon experimentell verifiering av någon av beräkningsmetoderna (traditionella, akustiska eller CFD) för de tryckvågsrelaterade lasterna efter ett ångledningsbrott har inte kunnat hittas i litteraturen. Sökning efter experimentresultat som skulle kunna nyttjas vid eventuell validering av beräkningsmetoderna gav endast en möjlighet - Marviken experimenten. Möjligheten att använda Marvikens (dessutom mycket begränsade) snabba tryckmätningar finns inte idag. Dessa finns nämligen endast på originalbanden. Ett av SKI finansierat projekt pågår för att försöka rädda dessa inspelningar. Det osäkert i vilken utsträckning detta kan lyckas. Därför föreslås genomförande av validerande experiment.

Två rapporter hittades som direkt berör experimentell simulering av ett ångledningsbrott, referens 11 och 12. Resultaten i rapporterna är dock inte användbara i här aktuella sammanhang. I den första rapporten (referens 11 Westinghouse experiment, ett ångledningsbrott på en ånggenerator) anges ventilens öppningstid som "...mindre än 1 sekund...". Denna öppningstid är för lång för att generera tryckvågorna. Brottöppningstider i den andra rapporten (referens 12, JAERI Rosa III Run 952) kunde inte hittas dock anges trycksamlingsfrekvensen vara 10 Hz vilket omöjliggör identifiering av snabba tryckpulsationer.

6. SLUTSATSER

Efter ett ångledningsbrott i en BWR bildas en tryckvåg i reaktortanken som ger upphov till dynamiska krafter bland annat på interndelarna. Dessa laster har oscillerande karaktär och kan uppnå mycket höga amplituder. De tryckvågsrelaterade lasterna dämpas. Man kan uppskatta

en övre tidgräns för lasternas existens som bestäms av flashing av det överhettade vattnet i reaktortanken. En annan faktor som starkt påverkar de pulserade lasternas varaktighet är dämpningen. Lasternas amplitud och frekvens kan påverkas av ett flertal faktorer som beroende av konstruktionen kan ha olika inverkan i olika reaktorer.

Den traditionella svenska metoden för beräkning av lasterna på interndelarna efter ett ångledningsbrott bortser ifrån de tryckvågsrelaterade lasterna. Ingen förklaring till denna förenkling har kunnat hittas.

Forsmark genomförde (som först i världen) en tredimensionell beräkning av ångledningsbrottrelaterade laster med hjälp av Computational Fluid Dynamics. Beräkningarna bekräftar lasternas oscillerande karaktär och höga amplituder. CFD är idag den metod som på ett mest fullständigt sätt kan beräkna sådana fenomen. CFD modeller är dock stora och kräver omfattande tid- och datorresurser.

Tillämpning av akustiska metoder vid analys av rörbrottrelaterade krafter på interndelar rapporteras sparsamt i litteraturen. Denna metod kräver mycket mindre resurser än CFD. General Electric rapporterar framgångsrik användning av akustiska metoder vid beräkningar av tryckvågsrelaterade laster efter HC-ledningsbrott. Möjligheter att nyttja akustiska metoder utreds i rapportens andra del.

Ingen av beräkningsmetoderna kan på ett med fysiken överensstämmande sätt ta hänsyn till fenomen knutna till fasövergångar i områden som berörs. Därför tillämpas enfasantagande vilket i litteraturen bedöms inte leda till stora avvikelser (inom tidram som definieras av flashing). Experimentell verifiering av denna bedömning vid reaktorförhållanden saknas. Parametrar som påverkar enfasantagandet samt relaxationstiden bör analyseras för varje reaktor.

Det ända sättet att värdera alla dessa beräkningsmetoders tillförlitlighet är experimentell verifiering. Någon experimentell verifiering av någon av beräkningsmetoderna (traditionella, akustiska eller CFD) för de tryckvågsrelaterade lasterna efter ett ångledningsbrott har dock inte kunnat hittas i litteraturen. Sökning efter experimentresultat som skulle kunna nyttjas vid eventuell validering av beräkningsmetoderna gav endast en möjlighet - Marviken experiment. Möjligheten att använda Marvikens (dessutom mycket begränsade) snabba tryckmätningar finns inte idag. Dessa finns nämligen endast på originalbanden – ett av SKI finansierat projekt pågår för att försöka rädda dessa inspelningar. Det osäkert i vilken utsträckning detta kan lyckas. Därför föreslås genomförande av validerande experiment.

På grund av mycket mindre resursbehov kan akustiska metoder utgöra, efter validering, ett mycket kostnadseffektivt alternativ till CFD tekniken.

Det bör påpekas att det slutliga målet för beräkningarna av krafter på interndelarna efter ett ångledningsbrott är beräkning av strukturens respons. Denna respons påverkas dock i en mycket hög grad också av strukturens känslighet samt interaktion mellan strukturen och fluiden. Detta kan innebära exempelvis att högfrekventa laster med mycket höga amplituder har en mycket liten inverkan på strukturen. Denna fråga bör utredas.

7. FÖRSLAG FÖR FRAMTIDA UTVECKLINGSINSATSER

Framtida utvecklingsinsatser skulle kunna läggas på olika plan.

Den mest intressanta och eleganta vägen vore att utveckla ett beräkningsverktyg som tar hänsyn till alla fysikaliska fenomen som uppstår vid ett ångledningsbrott och därmed röjer undan alla frågetecken som finns kring användning av de befintliga beräkningsmetoderna – det vill säga akustiska och CFD. De tyngsta bitarna i ett sådant beräkningsprogram vore att hänsyn till fasomvandlingar vid snabba förlopp (inklusive fenomen relaterade till termodynamisk ojämnvikt) samt interaktion mellan ångan (vattnet) och strukturen. Ett så komplext beräkningsverktyg skulle dock kräva en enorm utvecklingsinsats samt datorer som är mycket kraftigare än dagens.

Därför föreslås en annan väg som baseras på hitintills vunna erfarenheter och inriktas mot idag kända beräkningsverktygen/metoderna. Målsättningen med förslaget är att i slutändan få en konservativ och verifierad bild av krafter på interndelar i BWR efter ett ångledningsbrott.

Nedan formulerad skiss av utvecklingsaktiviteter innehåller också de förslag som formulerats i del 2 av rapporten:

1. Utveckling och anpassning av den akustiska metoden. Genomförande av parameterstudier.
2. Jämförande beräkning med akustisk metod och med CFD i en förenklad geometri.
3. Inledande akustisk analys av interaktion mellan ångan och strukturen efter ett ångledningsbrott. Hur svarar strukturen på lasterna? Eventuellt framtagning av delriktlinjer i samband med verifierande experiment i modellskala.
4. Studier av förhållanden i de svenska reaktorerna efter ångledningsbrott. Analys av parametrar väsentliga för förloppen i olika reaktorer. Akustiska och endimensionella metoder används. Framtagning av en förenklad geometri representativ för alla svenska BWR för fortsatta analyser och experiment. Studier av betydelsen av grannstutsens inverkan. Formulering av randvillkor och parameterområden för fortsatta studier. Planering av verifierande experiment.
5. Upphandling och genomförande av experiment. Beräkningar och validering av resultat mot experimentdata.
6. Som det påpekas i del 2 av rapporten samt referens 10 är ett brott i huvudcirkulationskretsen sannolikt ett värre fall för interndelarna än ett ångledningsbrott. Eftersom den svenska beräkningsmetoden för HC-brott baserar på samma principer som för ångledningsbrott kan en studie av ett rörbrott på vattensidan vara starkt motiverad.

Aktiviteter 1, 2 och 3 kan utföras parallellt.

REFERENSER

- [1] American Nuclear Society, *Design basis for protection of light water nuclear power plants against the effect of postulated pipe rupture* an American National Standard, ANSI/ANS-58.2-1988.
- [2] Lahey, R. T. & Moody, F.J. *The Thermal Hydraulics of a Boiling Water Reactor* , American Nuclear Society, 1993.
- [3] Moody, F. J. *Introduction to Unsteady Thermofluid Mechanics* , John Wiley&Sons 1990.
- [4] Bilicki, Z. Kwizinski, R. *Thermodynamic and Mechanical Nonequilibrium in Flashing Flow with a Shock Wave in Liquid-Vapour Mixture* , J. Theor. Applied Mechanics, 2, No. 35, 1997, pp263-284.
- [5] Kendoush, A. A. *The Delay Time During Depressurisation of Saturated Water* , Int. J. Heat Mass Transfer, 32, No 11, 1989, pp 2149-2154.
- [6] Tinoco, H. *Three-Dimensional Modeling of a Steam Line Break in a BWR*”, Ninth International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics (NURETH-9), San Francisco, California, October 3-8 1999.
- [7] Wylie, B. E. Streeter V. L. *Fluid Transients in Systems* , Prentice-Hall Inc. 1993.
- [8] *Assessment of Experimental Information on Structural Modes Due to Blowdown* , report to OKG from Fauske&Associates, Inc. FAI/99-38, March 1999.
- [9] Tinoco H. Einarsson T., *Numerical Analysis of the Mixing and Recombination in the Downcomer of an Internal Pump BWR* , NURETH-8, 1997
- [10] Casillas, J. L., Shah, P. B. *Assessment of Larger Recirculation Piping Line Break Loads on BWR Shroud and Jet Pumps* , GENE-A13-00450-00-01P, rev. 1, july, 1999.
- [11] Mendler O. J., Takeuchi K., Young M. Y. *Loss-of-Feedwater, Steam Generator Tube Rupture, and Steam Line Break Experiments: Steam Generator Transient Response Test Program* , NP-4786, NUREG/CR-4751, WCAP-11206. January 1987.
- [12] Kawaji, M., Nakamura H., *A Main Steam Line Break Experiment at Rosa III-Run 952* , JAERI-M—84-229, 1984
- [13] ”*The Marviken Full Scale Critical Flow Tests. Summary Report* . Joint Reactor Safety Experiments in the Marviken Power Station, Sweden, December 1979.
- [14] Myung J. Jhung at. al. ”*The Effect of Fluid Structure Interaction on the Reactor Internal Responses for Seismic and Pipe Break Excitations* , PVP-Vol. 253 Fluid-Structure Interaction, Transient Thermal Hydraulics and Structural Mechanics, ASME 1993.
- [15] Baltyn, W. ” *Barsebäck 1 och 2/Oskarshamn 2 – Projekt BOKA. Analys av rördeformation vid rörbrott*”, ABB Atom rapport NTE 95-352, 95-12-19.
- [16] Craig, W. C. ” *Evaluation of Acoustic Pressure Loads on BWR/6 Internal Components*”, General Electric NEDO-24048 september 1978.

Studier av strömningsinducerade dynamiska laster på interndelar vid inre ångledningsbrott i BWR

Del 2 – Förstudie av nyttjandet av akustiska modeller

Olof Björndahl

SAQ Kontroll AB
Box 49306
100 29 Stockholm

Februari 2000

SAQ/FoU-Rapport 2000/02

SKI Projektnummer 990389

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

SUMMARY

In this work the use of acoustic modelling has been studied in connection with pressure transients in a BWR reactor pressure vessel due to a postulated steam pipe break. The location of pipe break is postulated to the pipe connection to the vessel. The work is one part of a pilot study performed by SAQ Kärnteknik. The pilot study was financed by the Swedish Nuclear Power Inspectorate, SKI.

The method which was studied is based on the non-linear flow equation for nonstationary potential flow of an ideal gas. The pressure transient is approximated to a linear acoustic perturbation of the flow potential. Based on that assumption a set of finite elements are developed and implemented in the program system MATLAB. By this method the fluid/structure interaction problem is simplified. The limitation connected to this approximation is that the fluid pressure transient may be treated as a fairly small perturbation of the total pressure.

In this report the theoretical background is discussed and the limitations of the method. Simulations of the pressure transient response are performed by use of an FEM-model of a typical Swedish BWR RPV with simplified geometry. The excitation of the steam flow is introduced to the model by a predefined change of the potential flow in the location of the pipe connection of the pressure vessel. The model boundary of the fluid in location of the other intact steam pipe connections are modelled by use of the acoustic impedance with the assumption of one dimensional wave propagation. The interaction between steam and water at the water surface in the vessel is treated as a non moving surface. The influence on the pressure transient from the two-phase area under steam dryers is studied by use of a set of different type of boundary conditions.

From this study two main conclusions could be drawn. The first conclusion is that the pressure transient treated as a linear acoustic perturbation of the potential flow is globally of that magnitude that the formulation may be motivated. Concerning the pressure transient in the vicinity of the pipe break location the magnitude is found to be on a level which is above what may be accepted for a linear approximation, ca 1/4 of the total pressure. However a preliminary conclusion is that the pressure transient computed based on this linear approach may lead to a conservative estimation of the computed structural loading.

The second conclusion is that a substantial increase of the structure loading of internal parts in the vessel may be expected if this pressure transient is introduced compared to the today practice to ignore this dynamic effect. The today accepted method used is based on a stationary potential flow approach ignoring the decompression waves of the gas.

Based on the experiences of this work a further development of the method is proposed. In order to verify the validity the acoustic approach a comparison with computations performed by a more complete formulation by the so called CFD-technique is proposed. Such a comparison may be performed by use of model of a simplified geometry even more idealised than the one used in this study.

In this work the surrounding structures with respect to the steam volume are treated as non moving surfaces by ignoring the interaction effect. This may be a to conservative approach. In order to achieve a more realistic model of that possible interaction a simplified structure model is proposed. By this model more specific parameters may be used to study the structure loading of exposed internal parts than used in this study.

A loading which may be more severe for the internal structure in the vessel is a break of a pipe containing water, for instance an external main circulation loop. Earlier practice has been to analyse the fluid loading by the same method as for steam pipe break. A study of this phenomenon is therefore proposed.

SAMMANFATTNING

I detta arbete har nyttjandet av akustiska modeller vid analys av trycktransienten vid ångledningsbrott studerats. Studien har varit ett delmoment i en större förstudie vilken har utförts av SAQ Kärnteknik, finansierat av Statens Kärnkraftinspektion.

Metoden som studerats och preliminärt implementerats i MATLAB baseras på den fullständiga icke-linjära ekvationen för icke-stationär potentialströmning i en ideal gas. En linearisering med avseende på en akustisk störning av potentialflödet har formulerats som ett finit-element problem. Genom att nyttja en lineariserad potentialformulering erhålls en problembeskrivning som möjliggör att hänsyn kan tas till interaktion med omgivande struktur på ett effektivt sätt. Detta under förutsättning att trycktransienten i fluiden, i detta fall i den mättade ångan i reaktortanken, låter sig beskrivas som en liten förändring av det absoluta trycket.

I rapporten diskuteras den teoretiska bakgrunden till metoden och dess begränsningar. Vidare presenteras simuleringar av rörbrott utförda på en idealiserad tankgeometri motsvarande en typisk svensk BWR. Ångledningsbrottet simuleras genom att införa en störning av potentialflödet i anslutning till den stuts där brottet antas ske. Inverkan från intakta ångledningar har införts som randvillkor i form av den akustiska impedansen för endimensionell vågutbredning. Vattenytan i tanken simuleras som en stel rand. Tvåfas-området i fuktavskiljare behandlas speciellt och inverkan från olika typer av förenklingar diskuteras.

Av förstudien kan primärt två slutsatser dras. Den ena slutsatsen är att en trycktransient vilken baseras på en linjär störning av potentialflödet globalt är av den storleksordning att ett linjärt antagande kan vara motiverat. Betraktar vi trycktransienten lokalt i området i direkt anslutning till stutsen för det antagna rörbrottet är dock tryckförändringen upp mot samma storleksordning som absoluttrycket, ca 1/4-del. Det hittills utförda arbetet ger indikationer på att det linjära antagandet kan innebära en konservativ betraktelse.

Den andra slutsatsen är att erhållna krafter i reaktortanken kan vara avsevärt större om hänsyn tas till trycktransienten i ångvolymen jämfört med det analysförfarande som tidigare varit praxis. Enligt tidigare praxis har antagits att kraften vilken antas verka på fuktavskiljare kan beskrivas genom ett kvasistationärt potentialflöde med samma tidskaraktäristik som flödesförändringen vid brottstället.

Mot bakgrund av det utförda arbetet föreslås att metoden att analysera trycktransienten med den akustiska ansatsen utvecklas vidare. I syfte att verifiera metodens rimlighet föreslås att en jämförande beräkning genomförs med en mer fullständig lösning baserat på sk CFD-teknik. Detta kan lämpligen utföras på en starkt idealiserad geometri av en ångvolym i en reaktortank, mer idealiserad än den som nyttjats i detta arbete.

Den parameter som nyttjats i detta arbete i syfte att enkelt symbolisera den exciterande kraften på interndelar i tanken har varit trycket på fuktavskiljarmanteln integrerat i rörbrottets riktning. Denna yta har betraktats som en stel vägg, dvs utan hänsyn till plåtfältens eftergivlighet. Detta kan eventuellt ge en falsk och överdriven bild av trycktransientens verkan på strukturen. I syfte att få en klarare bild av känsliga strukturers påverkan från trycktransienten föreslås därför att en idealiserad kopplad modell byggs av en reaktortank där relevanta strukturkrafter kan beräknas och där hänsyn tas till interaktion mellan ånga och struktur samt mellan vatten och struktur.

Ett för interna delar av strukturen sannolikt värre fall är brott på en vattenbärande rörledning, exempelvis en hc-krets. Enligt tidigare praxis har detta fall analyserats på samma sätt som vid brott på ångledning. En studie av detta fall kan därför vara starkt motiverat.

INNEHÅLLSFÖRTECKNING

SUMMARY.....	3
SAMMANFATTNING.....	4
BETECKNINGAR.....	6
1. BAKGRUND.....	7
1.1 Fördelar och begränsningar med akustisk modell.....	7
2. TEORETISK BAKGRUND AV AKUSTISK BETRAKTELSE.....	8
2.1 Icke-stationärt potentialflöde av en ideal gas, fältekvation.....	8
2.2 Akustisk störning i strömningsfritt tillstånd.....	9
2.3 Akustisk störning i strömmande tillstånd.....	9
2.4 Dynamiskt trycktillskott på grund av brottflöde	11
2.5 FEM-formulering	11
3. SIMULERING AV RÖRBROTT.....	13
3.1 Källbeskrivning av brottflöde och stationärt flöde i ångstuts	14
3.2 Randvillkor vid vattenytan i tanken	15
3.3 Randvillkor i intakta anslutande ångledningsstutsar.....	15
3.4 Simulering av inverkan från tvåfas-området i fuktavskiljare.....	16
3.5 Applicerade materialkonstanter för ångan	16
4. TESTMODELL- STÖRNING I STRÖMNINGSFRITT TILLSTÅND.....	17
4.1 Akustiska moder.....	17
4.2 Akustiska responser	20
5. TESTMODELL- STÖRNING I STRÖMMANDE TILLSTÅND.....	22
5.1 Akustisk respons	22
5.2 Flödesrelaterad tryckrespons.....	24
5.3 Den totala dynamiska tryckresponser.....	25
6. SLUTSATSER.....	27
7. FÖRSLAG TILL VIDARE STUDIER.....	27
REFERENSER	28
REVISIONSFÖRTECKNING.....	28

BETECKNINGAR

$\{N(x,y,z)\}^T$	radvektor av interpolationspolynom för FEM-formulering
$\{B(x,y,z)\}^T$	radvektor av rumsderivatan av $\{N(x,y,z)\}^T$
$\{n\}^T$	normalvektor utåtriktad från randen Γ
P	absolut tryck, [Pa]
P_∞	stagnationsstryck, [Pa]
P_a	akustiskt tryck, [Pa], p_a numerisk approximation av P_a
P_f	flödestryck, [Pa], p_f numerisk approximation av P_f
P_d	icke-stationärt tryck för beräkning av dynamiskt krafttillskott, [Pa]
R	allmänna gaskonstanten, 8315 [J/kg/mol/° K]
T	absolut temperatur, [° K]
\vec{V}	partikelhastighet $\vec{V} = \{V_x \ ; \ V_y \ ; \ V_z\}$, [m/s], v numerisk approximation
W	molekylvikt, [mol ⁻¹]
x,y,z	rumskoordinater, [m]
γ	specifikt värme, [dimesionslös]
Φ	hastighetspotential, $\vec{V} = \nabla\Phi$, ϕ numerisk approximation av Φ
Φ_0	stationär del av hastighetspotentialen, ϕ_0 numerisk approximation av Φ_0
Φ_a	akustisk störning av hastighetspotentialen, ϕ_a numerisk approximation av Φ_a
ψ_0	den stationära flödes hastigheten normalt mot randen Γ , dvs $\frac{\partial\Phi_0}{\partial n}$
ψ_a	den icke-stationära flödes hastigheten normalt mot randen Γ , dvs $\frac{\partial\Phi_a}{\partial n}$
Γ_i	randytan i mellan fluidvolym och omgivning
Ω	den betraktade fluidvolymen
ρ	densitet, [kg/m ³]
∇	nablaoperatorn beskrivande gradienten, $\nabla = \left\{ \frac{\partial}{\partial x} \ ; \ \frac{\partial}{\partial y} \ ; \ \frac{\partial}{\partial z} \right\}$

1. BAKGRUND

Under senare tid har nya beräkningsmetoder, Computational Fluid Dynamics tekniken (CFD), börjat användas för att ta fram belastningar på reaktortanken och dess interna delar i BWR. Fram till idag är det främst Forsmarks Kraftgrupp som tillämpat metoden för att simulera tryckförloppet i tanken vid olika typer av rörbrott i direkt anslutning till reaktortanken. Detta i syfte att ta fram mekaniska belastningar på interndelar i tanken. Tidigare praxis för denna typ av belastningar från det störda flödet i tanken kan beskrivas genom ett kvasistationärt potenti-
alflöde med samma tidskaraktäristik som flödesförändringen vid brottstället. Någon hänsyn till en eventuell dekompressionsvåg i ångan/vattnet har ej tagits.

De beräkningar som hittills presenterats från Forsmark baserat på CFD-teknik ger indikationer på att belastningar från den tidigare försummade vågutbredningen kan vara betydande och dominerande. I dessa beräkningar har dock ej hänsyn tagits till interaktion mellan ångan/vattnet å ena sidan och tankstrukturen å den andra. Denna fluid/struktur-interaktion kan dock sannolikt vara klart mildrande för tryckförloppet.

I detta mycket begränsade arbete har möjligheten studerats att istället för CFD nyttja en förenklad metod för analys av tryckförloppet vid rörbrott. I detta fall har endast brott på en ångledning studerats. Skälen till att studera metoden är primärt två. Det ena är att nyttjande av CFD-tekniken sätter stora krav på datorkapacitet och innebär mycket dyra och tidsödande analyser. Det andra skälet är att dagens kommersiellt tillgängliga CFD-program på ett rationellt sätt ej kan hantera fluid/strukturinteraktion direkt i en med strukturen integrerad analys. Studien har varit ett delmoment i en större förstudie vilken har utförts av SAQ Kärnteknik finansierat av Statens Kärnkraftinspektion, se ref /6/.

Den här studerade metoden kan sägas vara en utökad form av akustisk analys av förloppet.

1.1 Fördelar och begränsningar med akustisk modell

Metoden som preliminärt implementerats och testats i detta arbete baseras på en ansats om en linjär störning av flödet i ångan, vilken antas kunna beskrivas som ett potentialflöde i en ideal gas. Detta antagande leder till att ett minimalt antal frihetsgrader kan nyttjas och därmed begränsa kravet på datorkapacitet. Att betrakta problemet linjärt leder dessutom till tre stora fördelar.

Utgående från ett strömningsfritt tillstånd medför att den studerade ångvolymens akustiska egenfrekvenser och tillhörande modvektorer enkelt kan beräknas. Det är sannolikt en tillräckligt bra approximation som utgångspunkt för en uppskattning av intressanta störfrekvenser i transienta tryckresponser.

En linjär ansats medför att tidsintegrationen av trycktransienten kan göras mycket effektiv då någon form modellreduktion till ett fåtal generaliserade frihetsgrader är enkelt.

Inför vi dessutom en för problemet sannolikt mycket marginell approximation att den flödesrelaterade delen av trycktransienten kan försummas vad gäller interaktionen mellan omgivande struktur och ångan blir formuleringen av det kopplade fluid/struktur problemet mycket rättfram. Den flödesrelaterade delen kan visas vara en storleksordning lägre än den akustiska delen om man bortser från området i direkt anslutning till stutsen vid rörbrottet.

Metodens begränsning ligger primärt i antagandet att störningen i form av trycktransienten i princip skall vara mycket liten i relation till det absoluta trycket. Denna begränsning kan vara ett tekniskt hinder för att nyttja metoden för analys av rörbrott och bör utredas på ett fullständigt sätt. I detta arbete har denna problematik endast delvis analyserats vilket diskuteras i kommande kapitel.

2. TEORETISK BAKGRUND AV AKUSTISK BETRAKTELSE

Nedan redovisas en mycket kortfattad teoretisk bakgrund av metoden i syfte att skapa underlag till en diskussion om väsentliga parametrars inverkan på den beräknade tryckresponen.

Den här presenterade metoden är ursprungligen härledd i syfte att analysera akustiska egenskaper för ett avgassystem där massflödet har betydande inverkan på ljudutbredningen i systemet, se ref /1/ angående en mer detaljerad härledning.

2.1 Icke-stationärt potentialflöde av en ideal gas, fältekvation

Ångan antas här kunna beskrivas som en friktionslös ideal gas. Tillståndsekvationen beskrivande relationen mellan absolut tryck, P , densitet, ρ , och absolut temperatur, T , ges av ekvationen (2.1).

$$P = \frac{\rho RT}{W} \quad (2.1)$$

Masskontinuitet ges av formeln (2.2):

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla(\rho \vec{V}) = 0 \quad \vec{V} = \{V_x \quad V_y \quad V_z\} \quad \nabla = \left\{ \frac{\partial}{\partial x} \quad \frac{\partial}{\partial y} \quad \frac{\partial}{\partial z} \right\} \quad (2.2)$$

Jämviktsekvationen ges av (2.3). Inverkan av gravitationen och andra yttre krafter försummas.

$$\frac{\partial \vec{v}}{\partial t} + (\vec{v} \cdot \nabla) \vec{v} = -\frac{\nabla P}{\rho} \quad (2.3)$$

Antar man vidare att flödet är rotationsfritt, vilket baseras på det faktum att den ideala gasen är icke-viskös, kan en hastighetspotential Φ definieras. Relationen mellan hastighetspotentialen och partikelhastigheten \vec{V} kan skrivas:

$$\vec{V} = \nabla \Phi \quad (2.4)$$

Baserat på ovanstående antaganden kan en icke-linjär fältekvation härledas för icke-stationär kompressibel potentialströmning. Ekvationen kan sägas vara en utvidgad variant av Bernoullis ekvation.

$$\nabla^2 \Phi - \frac{1}{c^2} \left(\frac{\partial^2 \Phi}{\partial t^2} + \frac{\partial(\nabla \Phi \cdot \nabla \Phi)}{\partial t} + \frac{\nabla \Phi \cdot \nabla(\nabla \Phi \cdot \nabla \Phi)}{2} \right) = 0 \quad (2.5)$$

$$c^2 = c_0^2 + (\gamma - 1) \left(\frac{\partial \Phi}{\partial t} + \frac{\nabla \Phi \cdot \nabla \Phi}{2} \right)$$

Utgående från att hastighetspotentialen löst kan trycket beräknas enligt nedan:

$$P = P_\infty - \rho \left(\frac{\partial \Phi}{\partial t} + \frac{\nabla \Phi \cdot \nabla \Phi}{2} \right) \quad (2.6)$$

2.2 Akustisk störning i strömningsfritt tillstånd

Den enklaste formen av lösning av ekvationen (2.5) är då inverkan från strömningen är så liten att den kan försummas tillsammans med att tryckförändringen endast är ett par storleksordningar mindre än det absoluta trycket. Under dessa omständigheter kan ekvationen (2.5) kraftigt förenklas och kvar blir vågekvationen som ges av uttrycket (2.8)

$$\Phi = \Phi_a \quad (2.7)$$

\Rightarrow

$$\nabla^2 \Phi - \frac{1}{c^2} \left(\frac{\partial^2 \Phi}{\partial t^2} + \frac{\partial(\nabla \Phi \cdot \nabla \Phi)}{\partial t} + \frac{\nabla \Phi \cdot \nabla(\nabla \Phi \cdot \nabla \Phi)}{2} \right) \approx \nabla^2 \Phi_a - \frac{1}{c_0^2} \frac{\partial^2 \Phi_a}{\partial t^2}$$

\Rightarrow

$$\nabla^2 \Phi_a - \frac{1}{c_0^2} \frac{\partial^2 \Phi_a}{\partial t^2} = 0 \quad (2.8)$$

Beräkningen av tryckstörningen förenklas dessutom till ett uttryck endast bestående av en skalär relation mellan hastighetspotentialens tidsderivata och det akustiska trycket.

$$P_a = -\rho \frac{\partial \Phi_a}{\partial t} \quad (2.9)$$

Genom relationen (2.9) kan vågekvationen enligt (2.8) baserad på hastighetspotentialen beskrivas som ekvation med avseende på det akustiska trycket:

$$\nabla^2 P_a - \frac{1}{c_0^2} \frac{\partial^2 P_a}{\partial t^2} = 0 \quad (2.8b)$$

En effektiv akustisk FEM-formulering motsvarar en numerisk lösning av ekvationen (2.8b)

2.3 Akustisk störning i strömmande tillstånd

Vid vissa akustiska tillämpningar kan man ej försumma inverkan från det stationära flödet, här betecknat med hastighetspotentialen Φ_0 . Nedan ges en linearisering av ekvationen (2.5) där vi antar att en transient kan beskrivas som en akustisk störning Φ_a omkring det stationära flödet Φ_0 . Det totala hastighetspotentialen kan då skrivas:

$$\Phi = \Phi_0 + \Phi_a \quad (2.10)$$

Utgående från ref /1/ införs följande förenklingar av de fyra termerna i ekvation (2.5):

$$\nabla^2 \Phi = \nabla^2 \Phi_0 + \nabla^2 \Phi_a \quad (2.11)$$

$$\frac{\partial^2 \Phi}{\partial t^2} = \frac{\partial^2 \Phi_a}{\partial t^2} \quad (2.12)$$

$$\frac{\partial(\nabla\Phi \cdot \nabla\Phi)}{\partial t} = 2(\nabla\Phi_0 + \nabla\Phi_a) \cdot \frac{\partial}{\partial t}(\nabla\Phi_a) \approx 2\nabla\Phi_0 \cdot \frac{\partial}{\partial t}(\nabla\Phi_a) \quad (2.13)$$

$$\begin{aligned} \frac{\nabla\Phi \cdot \nabla(\nabla\Phi \cdot \nabla\Phi)}{2} &\approx \frac{\partial^2\Phi_a}{\partial x^2} \left(\frac{\partial\Phi_0}{\partial x} \right)^2 + \frac{\partial^2\Phi_a}{\partial y^2} \left(\frac{\partial\Phi_0}{\partial y} \right)^2 + \frac{\partial^2\Phi_a}{\partial z^2} \left(\frac{\partial\Phi_0}{\partial z} \right)^2 \\ &+ 2 \left(\frac{\partial^2\Phi_a}{\partial x\partial y} \frac{\partial\Phi_0}{\partial x} \frac{\partial\Phi_0}{\partial y} + \frac{\partial^2\Phi_a}{\partial x\partial z} \frac{\partial\Phi_0}{\partial x} \frac{\partial\Phi_0}{\partial z} + \frac{\partial^2\Phi_a}{\partial y\partial z} \frac{\partial\Phi_0}{\partial y} \frac{\partial\Phi_0}{\partial z} \right) \\ &= D^2\Phi_a \end{aligned} \quad (2.14)$$

Införs nu dessa förenklingar i ekvation (2.5) erhålls två linjära differentialekvationer, en motsvarande lösning av den stationära hastighetspotentialen Φ_0 vilken är Laplace ekvation samt en andra ordningens differentialekvation för lösningen av den akustiska störningen Φ_a :

$$\begin{cases} \nabla^2\Phi_0 = 0 \\ \nabla^2\Phi_a - \frac{1}{c^2} \left(\frac{\partial^2\Phi_a}{\partial t^2} + 2\nabla\Phi_0 \cdot \frac{\partial}{\partial t}(\nabla\Phi_a) + D^2\Phi_a \right) = 0 \end{cases} \quad (2.15)$$

Utgående från att den totala lösningen består av summan från de två ekvationerna i (2.15) kan det totala trycket, P , beräknas baserat på ekvationen (2.6):

$$P = P_\infty + P_a + P_f = P_\infty - \rho \left(\frac{\partial\Phi}{\partial t} + \frac{\nabla\Phi \cdot \nabla\Phi}{2} \right) \quad (2.16)$$

$$\begin{cases} P_a = -\rho \frac{\partial\Phi_a}{\partial t} \\ P_f = -\rho \frac{\nabla(\Phi_0 + \Phi_a) \cdot \nabla(\Phi_0 + \Phi_a)}{2} \end{cases}$$

Av rent praktiska skäl har vi valt att beskriva det ickestationära trycket med två variabler, P_a och P_f . Variabeln P_a , den "akustiska" delen, motsvarar det tryck som beräknats vid den akustiska formuleringen baserat på ett strömningsfritt fält. Den flödesrelaterade trycket P_f är som synes ickeinjär med avseende på hastighetspotentialen.

2.4 Dynamiskt trycktillskott på grund av brottflöde

Om vi antar att nyttjandet av ekvation (2.15) är tillämplig vid analys av tryckresponser i reaktortanken vid rörbrott kan det vara lämpligt att införa variabeln P_d vilken betecknar den del av det totala trycket som kan hänföras till avvikelser från det absoluta trycket vid stationära förhållanden. Trycket P_d blir då det tryck som skall appliceras som dynamisk belastning i tillägg till den statiska belastningen vid analys av strukturens hållfasthet.

$$\begin{aligned} P_d(t) &= P(\Phi(t)) - P(\Phi_0) \approx P(\Phi_0 + \Phi_a(t)) - P(\Phi_0) \\ &= -\rho \left(\frac{\partial \Phi_a(t)}{\partial t} + \frac{\nabla(\Phi_0 + \Phi_a(t)) \cdot \nabla(\Phi_0 + \Phi_a(t))}{2} - \frac{\nabla \Phi_0 \cdot \nabla \Phi_0}{2} \right) \end{aligned} \quad (2.17)$$

2.5 FEM-formulering

En diskretisering av ekvationen (2.15) baseras på att hastighetspotentialen Φ kan approximeras med ϕ via lokala interpolationspolynom N och de rumsliga derivatorna av N betecknade B :

$$\begin{aligned} \Phi(x, y, z) &= \{N(x, y, z)\}^T \{\phi\} \\ \nabla \Phi(x, y, z) &= \{B(x, y, z)\}^T \{\phi\} \end{aligned} \quad (2.18)$$

Den algebraiska ekvationen baserad på FEM-formuleringen av det stationära flödet får följande utseende:

$$[K_0]\{\phi_0\} = [S_0]\{\psi_0\} \quad (2.19)$$

där:

$$\begin{aligned} [K_0] &= \int_{\Omega} \{B\}^T \{B\} d\Omega \\ [S_0] &= \int_{\Gamma} \{N\}^T \{N\} d\Gamma \end{aligned}$$

Vektorn $\{\psi_0\}$ beskriver den kända flödes hastigheten i normalriktningen på de ränder genom vilka flöde sker. Lämpligen sätts randvillkoret så att hastighetspotentialen är lika med noll på den rand där inflödet sker. Lösningen av (2.19) skapar de grundförutsättningar som krävs för att beräkna ingående matriser i lösningen av den icke-stationära delen.

Den algebraiska ekvationen beskrivande lösningen av Φ enligt ekvationen (2.15) får då följande utseende:

$$[M_a]\{\ddot{\phi}_a\} + [C_a]\{\dot{\phi}_a\} + [K_a]\{\phi_a\} = [S_a]\{\psi_a\} \quad (2.20)$$

där:

$$[K_a] = \int_{\Omega} \{B\}^T [D] \{B\} d\Omega + \int_{\Omega} \{N\}^T [G] \{B\} d\Omega$$

$$[M_a] = \int_{\Omega} \frac{1}{c^2} \{N\}^T \{N\} d\Omega$$

$$[C_a] = \int_{\Omega} \frac{2}{c^2} \{N\}^T [v_0] \{B\} d\Omega$$

$$[S_a] = \int_{\Gamma} \{N\}^T \{N\} (\{n\}^T ([D] \{n\})) d\Gamma$$

$$[v_0] = \begin{bmatrix} v_{x0} & 0 & 0 \\ 0 & v_{y0} & 0 \\ 0 & 0 & v_{z0} \end{bmatrix}$$

$$[D] = \begin{bmatrix} D_{xx} & D_{xy} & D_{xz} \\ D_{yx} & D_{yy} & D_{yz} \\ D_{zx} & D_{zy} & D_{zz} \end{bmatrix} = [I] - \frac{1}{c^2} \begin{bmatrix} v_{x0}^2 & v_{x0}v_{y0} & v_{x0}v_{z0} \\ v_{y0}v_{x0} & v_{y0}^2 & v_{y0}v_{z0} \\ v_{z0}v_{x0} & v_{z0}v_{y0} & v_{z0}^2 \end{bmatrix}$$

$$[G] = \begin{bmatrix} G_{xx} & G_{xy} & G_{xz} \\ G_{yx} & G_{yy} & G_{yz} \\ G_{zx} & G_{zy} & G_{zz} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \partial D_{xx} / \partial x & \partial D_{xy} / \partial y & \partial D_{xz} / \partial z \\ \partial D_{yx} / \partial x & \partial D_{yy} / \partial y & \partial D_{yz} / \partial z \\ \partial D_{zx} / \partial x & \partial D_{zy} / \partial y & \partial D_{zz} / \partial z \end{bmatrix}$$

Vektorn $\{n\}^T$ betecknar normalvektorn riktad utåt på den belastade randen Γ och vektorn $\{\psi_a\}$ beskriver den kända och tidsberoende flödes hastigheten i normalriktningen på samma rand och motsvarar excitationen av systemet.

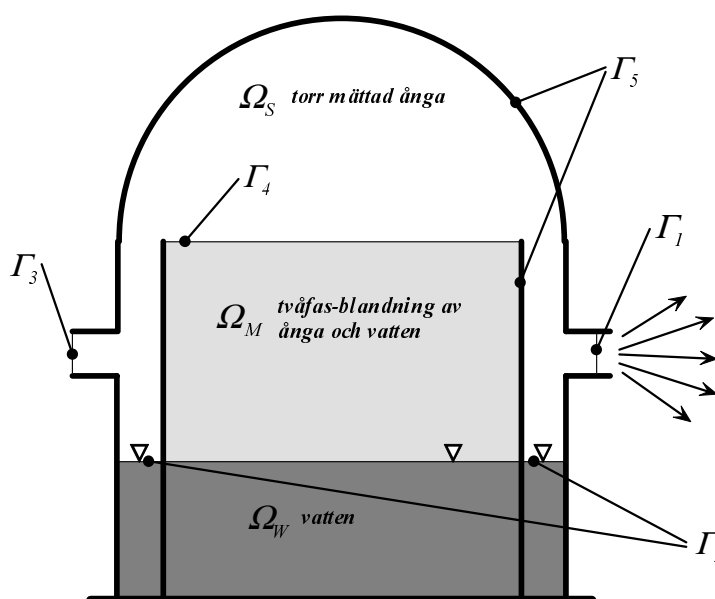
Ekvationssystemet är osymmetriskt vad gäller dämp- och styvhetsmatris men symmetrisk vad gäller massmatrisen. Detta gäller så länge det stationära flödet avviker från noll. Den symmetriska massmatrisen möjliggör dock nyttjandet av sk Ritz-vektorsyntes och en kraftig reduktion av ekvationssystemet vid tidsintegrationen. Vid försumbart flöde reduceras problemet till ett rent akustiskt problem i strömningfritt tillstånd och beskriver lösningen av ekvationen (2.8) vilket även medför att alla ingående matriser blir symmetriska.

Ovanstående formulering har implementerats för ett antal elementrutiner i MATLAB, se ref /3/-/4/. Implementeringen har gjorts med element med första ordningens interpolationspolynom. Denna ansats kan vara ett problem vad gäller beskrivningen av matrisen $[G]$ då en korrekt beräkning av denna sannolikt förutsätter en högre ordning än den som nyttjats. Då uppgiften med denna förstudie primärt har varit att bedöma den enkla akustiska lösningens tillämpbarhet, dvs den lösning i vilken ej hänsyn tas till flödet, har bedömningen gjorts att en utredning om lämplig elementformulering bör ske i en senare studie.

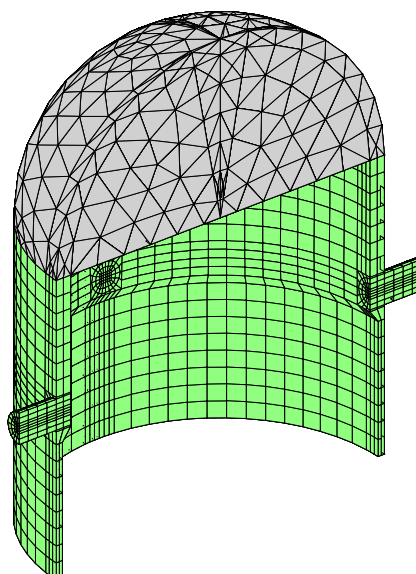
För vågekvationen baserad på det akustiska trycket enligt (2.8b) blir ekvationssystemet mycket lika den som ges ovan med den skillnaden att excitationen är tidsderivatan av det högerled som ges i ekvationen (2.20) ovan. För en mer detaljerad beskrivning av denna hänvisas till ref /2/.

3. SIMULERING AV RÖRBROTT

I syfte att beskriva de antaganden som gjorts vid simuleringen av trycktransienten utgår vi från figuren 3.1 nedan. En FEM-modell har byggts upp av en ångvolym en reaktortank liknande en typisk svensk BWR. Elementindelningen av ångvolymen ges i figur 3.2 nedan. Kriterier för vald elementstorlek har varit rimligt upplösning av hastighetspotentialen vid stationärt flöde och samtidigt en korrekt upplösning av den akustiska trycktransienten. Modellen består av 4291 noder och lika många frihetsgrader. Ett mesh vilket baserats på kravet att enbart simulera den akustiska responsen utgående från ett flödesfritt tillstånd skulle innebära lägre krav på elementstorleken och sannolikt ej mer än ca 2000-3000 noder.



Figur 3.1 Schematisk skiss av modell av ångvolym i reaktortank



Figur 3.2 FEM-modell av ångvolym för simulering av ångledningsbrott

3.1 Källbeskrivning av brottflöde och stationärt flöde i ångstuts

Beskrivningen av systemets belastning vid en potentialformulering består i att applicera strömningshastigheten normalt mot de ränder vilka utgör modellens begränsningsytor. Utgår vi från formuleringen enligt ekvationen (2.16) och tillhörande algebraiska ekvationer för FEM-modellen enligt (2.19) och (2.20), måste två beräkningar utföras, den första i syfte att erhålla det stationära potentialfältet Φ_0 och den andra i syfte att erhålla transientresponserna Φ_a .

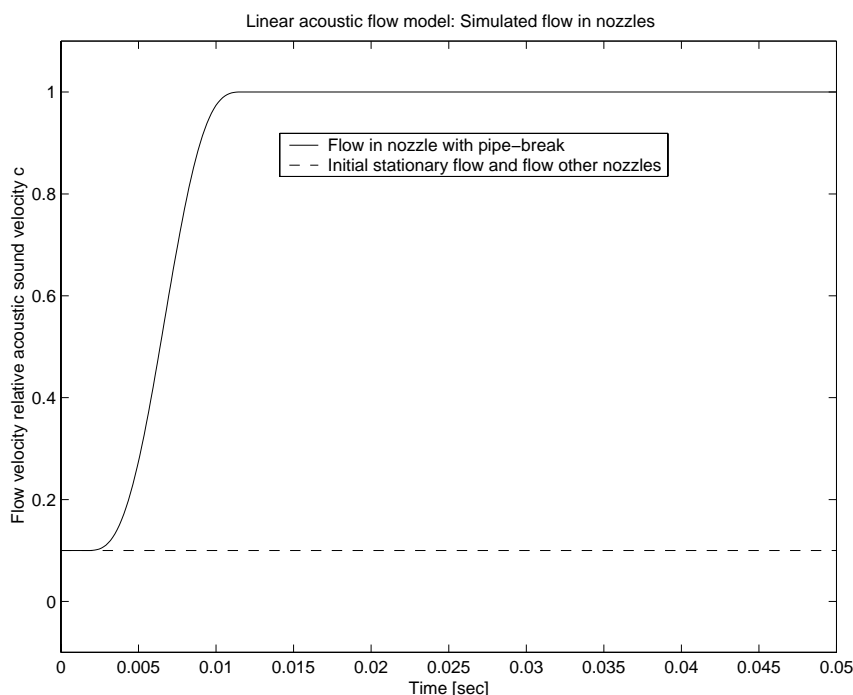
För det stationära fallet utgår vi här ifrån att flödet genom ångledningssuttsen är 1/10-del av ångans ljudhastighet:

$$\frac{\partial \Phi_0}{\partial n} = \psi_0 = 0.1 \cdot c_0 \quad \text{on} \quad \Gamma_1 \quad (3.1)$$

För den transienta delen av excitationen antar vi att den icke-stationära delen av flödet ökar från noll till ett värde motsvarande 90% av ljudhastigheten under en tid av 10 [msek]. Det totala flödet genom brottstället i fortfarighet blir då lika med ljudhastigheten c_0 .

$$\frac{\partial \Phi_a}{\partial n} = \psi_a = \varphi_a(t) \cdot c_0 \quad \text{on} \quad \Gamma_1 \quad (3.2)$$

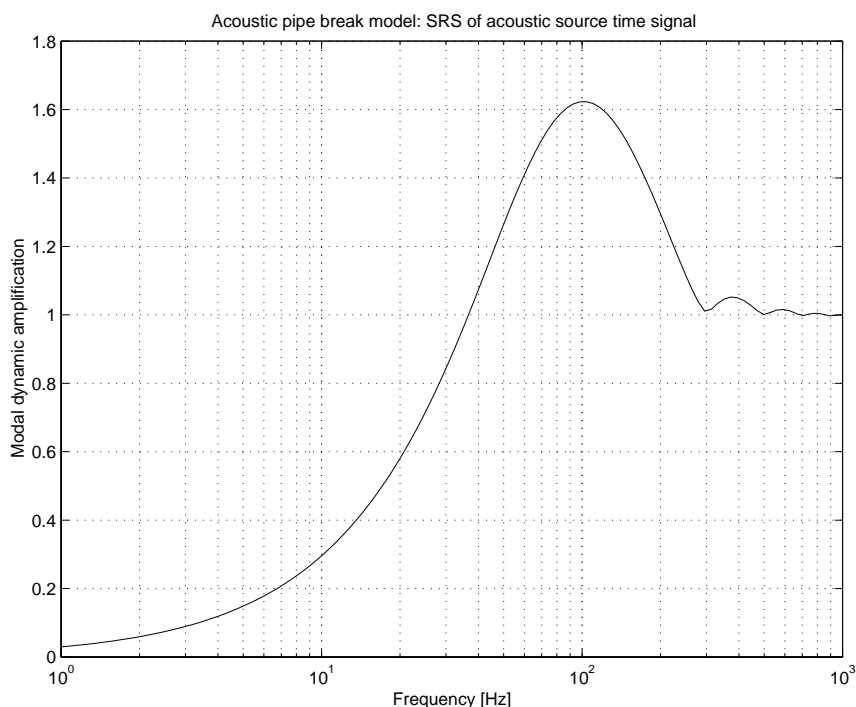
Valet av 10 [msek] som excitationstid baseras på de krav som ges av ANSI/ANS-58.2-1988, se ref /5/. Tidsberoendet beskrivet genom tidsfunktionen $\varphi_a(t)$ har dock här valts på ett sådant sätt att den högfrekventa delen av responserna har minimerats. Tidsfunktionen ges i figuren 3.3 nedan.



Figur 3.3 Antaget flöde i ångstutsar stationärt och vid brott.

Den dynamiska effekten av en excitation motsvarande ett brottflöde enligt tidsfunktionen $\varphi_a(t)$ kan åskådliggöras med sk responspektrum. I figuren 3.4 nedan visas den dynamiska förstärkningen av moder beskrivna som akustiska tryck för den antagna tidsfunktionen.

Av figuren 3.4 framgår att en rimlig diskretisering av en rent akustisk model bör baseras på en lägsta övre gränshfrekvens på ca 300 Hz.



Figur 3.4 Modal akustisk dynamisk förstärkning av antaget brottflöde.

3.2 Randvillkor vid vattenytan i tanken

I denna analys har vi utgått från att ingen fasomvandling sker vid vattenytan överst i fallspalten pga det transienta tryckförloppet vid rörbrottet. Den stora skillnaden i akustisk impedans, dvs värdet av $\rho \cdot c$, mellan vatten och ånga medför att ett rimligt randvillkor från ångsidan betraktat är att anta en stel rand:

$$\frac{\partial \Phi}{\partial n} = 0 \quad \text{on} \quad \Gamma_2 \quad (3.3)$$

Detta randvillkor innebär i praktiken ingen åtgärd då ”fria ränder” innebär ovanstående randvillkor.

3.3 Randvillkor i intakta anslutande ångledningsstutsar

Vid övriga ångledningsstutsar än den vid brottstället antas samma stationära flödes hastighet som vid brottstället, dvs 1/10-del av ångans ljudhastighet. Från tidpunkten vid brott och framåt måste vi dock ta hänsyn till möjligheten att trycktransienten propagerar ut genom ångledningen. Vi utgår här från antagandet att ångledningarna är långa och att vi sannolikt ej får någon reflektion tillbaka från ångledningen.

Detta medför att ett randvillkor motsvarande den akustiska impedansen, för ångan, för endimensionell vågutbredning kan nyttjas:

$$\frac{\partial \Phi_a}{\partial n} = -\frac{1}{c} \frac{\partial \Phi_a}{\partial t} \quad \text{on} \quad \Gamma_3 \quad (3.4)$$

Detta randvillkor kommer att verka som en dämpning på systemet och innebär ett tillskott till dämpmatrisen $[C_a]$. Detta hanteras på ekvivalent sätt i fallet att en tryckformulering nyttjas i strömningsfritt tillstånd.

Vågutbredningen genom de intakta stutsarna är den klart dominerande dämpmekanismen.

3.4 Simulering av inverkan från tvåfas-området i fuktavskiljare

Betraktar man figuren 3.1 kan man konstatera att en begränsningsyta Γ_4 har definierats i överkanten av fuktavskiljaren. Över denna begränsningsyta antas att ångan har samma egenskaper som ångvolymen Ω_s för övrigt, dvs torr mättad ånga.

Ett rimligt randvillkor för den stationära lösningen på ytan Γ_4 bör vara att sätta den stationära hastighetspotentialen till värdet noll då inflödet av ånga till ångdomen sker genom denna yta.

$$\Phi_0 = 0 \quad \text{on} \quad \Gamma_4 \quad (3.5)$$

Det råder dock osäkerhet om hur tvåfas-blandningen beter sig under transienta förhållanden direkt efter brottet. På grund av denna osäkerhet har tre typer av randvillkor studerats för den transienta beräkningen. Detta diskuteras i kapitel 4. Slutsatsen av den enkla studien är dock att valet av randvillkor ej är så känsligt i detta område då vågutbredningen reflekteras i övre änden av spalten pga det relativt stora areasprånget till ångdomen. Ett lämpligt antagande är sannolikt att sätta samma randvillkor på den transienta lösningen som för den stationära enligt (3.5), vilket innebär ett över tiden konstant tryck på randen Γ_4 .

3.5 Applicerade materialkonstanter för ångan

I de utförda beräkningarna har antagits att ångans egenskaper ges av mättat tillstånd vid trycket 70 bar och värdena har tagits ur ångtabell. Detta ger följande värden:

$$\gamma = 1.26$$

$$\rho = 36.48 \text{ [kg/m}^3\text{]}$$

\Rightarrow

$$c_0 = \sqrt{\frac{P_\infty \cdot \gamma}{\rho}} = 491.2 \text{ [m/s]}$$

4. TESTMODELL- STÖRNING I STRÖMNINGSFRITT TILLSTÅND

I syfte att få en bild av det dynamiska beteendet av ångvolymen utsatt för en transient störning i anslutning en rörstuts har vi utgått från strömningsfritt tillstånd och nyttjat en tryckformulering. Med en sådan modell kan akustisk moder i volymen enkelt beräknas.

De tekniska frågeställningar som bedömts vara av värde att få klarhet i med denna typ av analys är främst två problemområden.

Den första frågeställningen är inverkan från olika antaganden beträffande de dynamiska egenskaperna i tvåfas-området i övre delen av fuktavskiljaren, dvs randvillkor för ytan Γ_4 . Tre typer av randvillkor har analyserats. Den parameter som analyserats i syfte att få en bild av randvillkorens inverkan har varit en från det akustiska trycket beräknad horisontell tvärkraft verkande på fuktavskiljarmantelns yta in mot spalten vid tanken. Denna parameter har antagits vara en rimlig indikator beskrivande belastningen för känsliga mekaniska delar kopplade till härden. De randvillkor som analyserats har varit konstant tryck, stel rand och en rand motsvarande propagerade våg ner mot fuktavskiljaren. Dessa tre typer av randvillkor kan sägas beskriva tre ytterlighetsfall där man kan anta att sanningen går att finna i någon form av kombination av desamma. Vid beräkningar baserade på modsuperposition utgör de två fallen konstant tryck på Γ_4 och stel rand på Γ_4 de två typer av uppsättningar av moder den tillräckliga basen för analys av responsen för alla tre typer randvillkor. Fallet beskrivande propagerande våg genom Γ_4 skiljer sig från fallet stel rand endast genom den modala dämpmatrisen. Det är därför i utgångsläget intressant att betrakta modvektorerna och egenfrekvenserna för dessa två fall.

Den andra frågeställningen gäller den linjära betraktelsens tillämpbarhet. Belastningens storlek vad gäller det dynamiska trycket vid rörbrott är lokalt mycket hög relativt det absoluta trycket, avsevärt högre än vad man vanligtvis betecknar som ett akustiskt fenomen. Denna problematik diskuteras i kapitel 4.2 nedan samt även under kapitel 5 där inverkan från strömningsfältet studerats.

4.1 Akustiska moder

I figurerna 4.1 och 4.2 nedan redovisas de mest lågfrekventa moderna för de två typerna randvillkor på randytan Γ_4 som diskuterats ovan.

I figuren 4.1 ges moderna för randvillkoret konstant tryck på Γ_4 . Färgskalan är satt så att områden med det modala trycket lika med noll är färgat grönt. I figuren 4.2 ges modvektorerna 2-7 utgående från stel rand på ytan Γ_4 . Mod nr 1 visas ej då det är en sk stelkroppsmod med egenfrekvensen noll och ett över hela volymen konstant modalt tryck.

En första iakttagelse beträffande de akustiska moderna är att det är mycket svag koppling mellan trycket i ångdomen och i spalten. Moder med ett modalt tryck som avviker från noll i spalten uppvisar ett marginellt tryck i domen och vice versa. Detta gäller oberoende av randvillkor på ytan Γ_4 .

Betraktar man de moder vilka huvudsakligen kan beskrivas som moder lokaliserade i spalten, dvs alla moder utom nr 3 i figur 4.1 och nr 4 i figur 4.2, kan man konstatera att de är mycket lika till utseende och egenfrekvens. Dessa moders egenfrekvenser kan med rimlig noggrannhet beräknas med enkel tvådimensionell analytisk modell utgående från att det akustiska trycket är noll längs spaltens övre kant. Detta är en stark indikation på att inverkan från egenskaperna i tvåfas-området i fuktavskiljaren är förhållandevis svag för den typ av belastning vi är intresserade av. Således bör valet av randvillkor på ytan Γ_4 ej vara kritiskt.

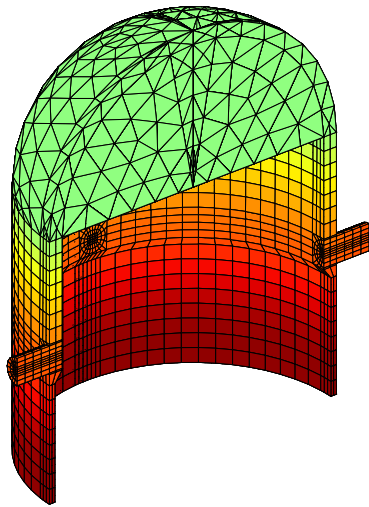
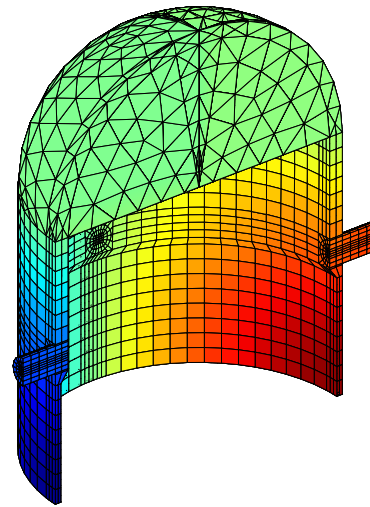
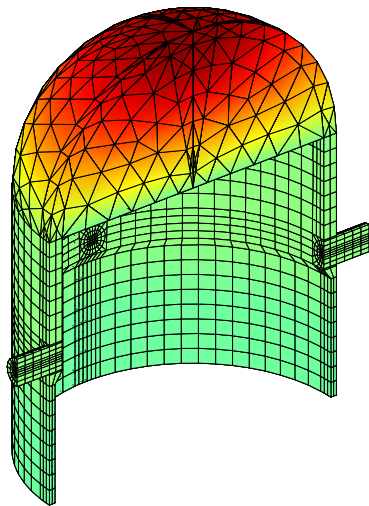
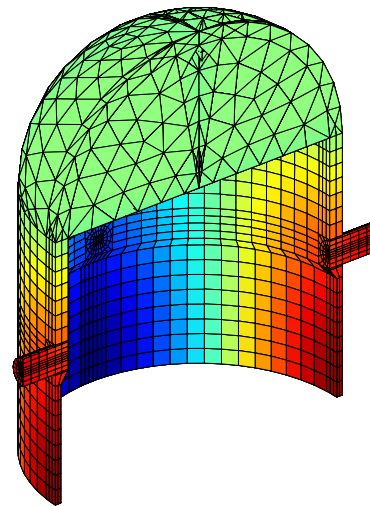
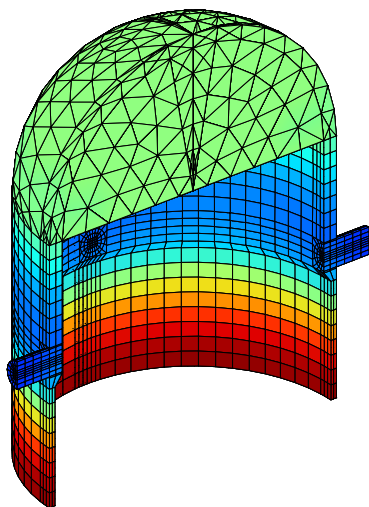
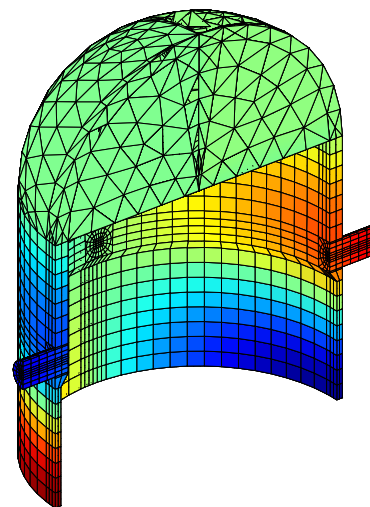
mode 1 $f=34.3$ Hzmode 2 $f=45.9$ Hzmode 3 $f=62.8$ Hzmode 4 $f=68.6$ Hzmode 5 $f=75.6$ Hzmode 6 $f=81.4$ Hz

Fig 4.1: Akustiska egenfrekvenser med tillhörande modvektorer i ångvolymen.
 Randvillkor: $p = 0$ på Γ_4 och $dp/dn = 0$ för övrigt

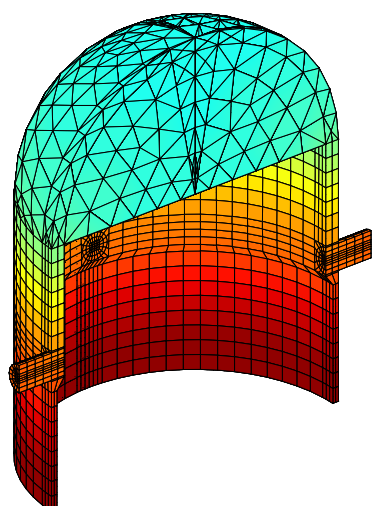
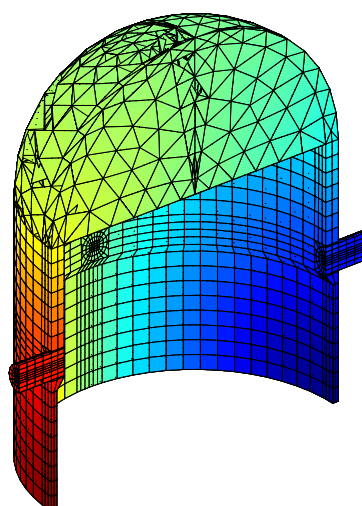
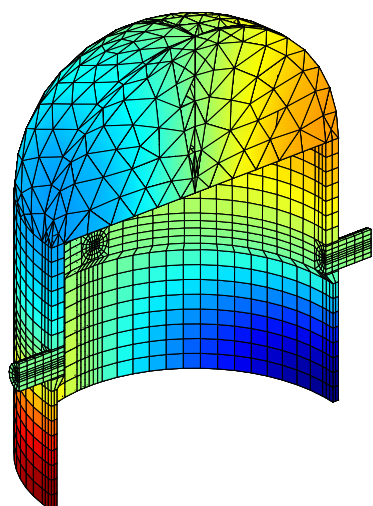
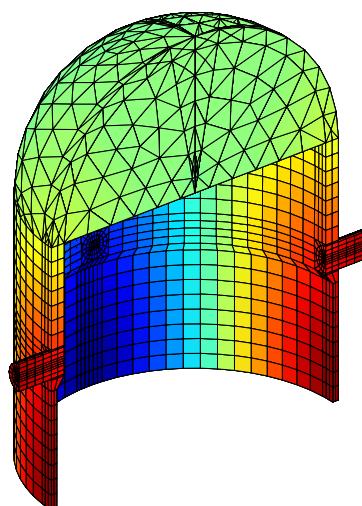
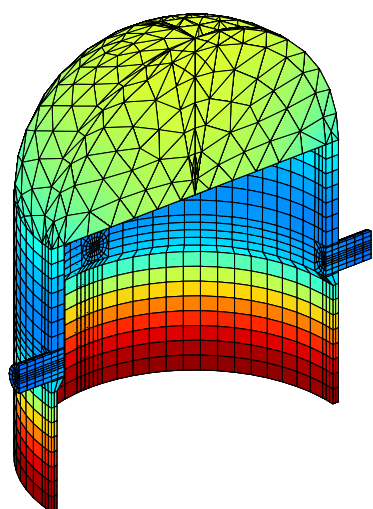
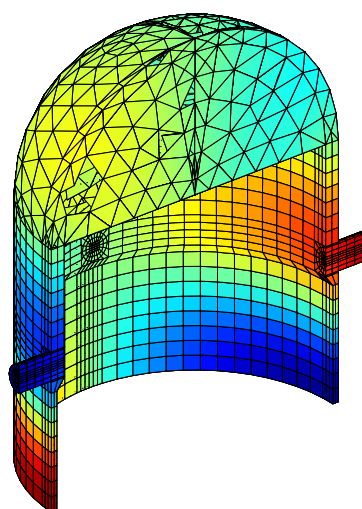
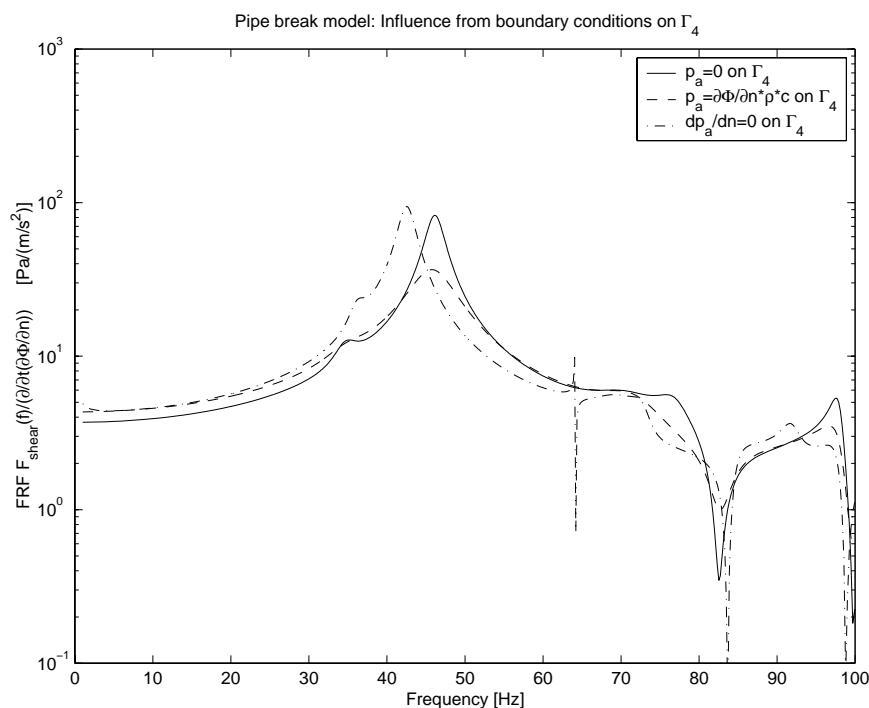
mode 2 $f=35.7$ Hzmode 3 $f=42.2$ Hzmode 4 $f=64.1$ Hzmode 5 $f=67.0$ Hzmode 6 $f=72.2$ Hzmode 7 $f=82.9$ Hz

Fig 4.2: Akustiska egenfrekvenser med tillhörande modvektorer i ångvolymen.
Randvillkor: $dp/dn = 0$ på alla ränder

4.2 Akustiska responser

I figuren 4.3 nedan ges tre frekvensreponsfunktioner beskrivna som relationen mellan exciterande källstyrka i rörmynningen vid brottstället och den horisontella tvärkraften på fuktavskiljarmanteln. Som förväntat uppträder maximum vid frekvensen för den mod som kan beskrivas med en hel våg runt spaltens periferi och en kvarts våg över spaltens höjd, dvs mod 2 i figur 4.1 och mod 3 i figur 4.2. Figuren 4.3 ger en ytterligare indikation på att valet av randvillkor på ytan Γ_4 ej är så känsligt.

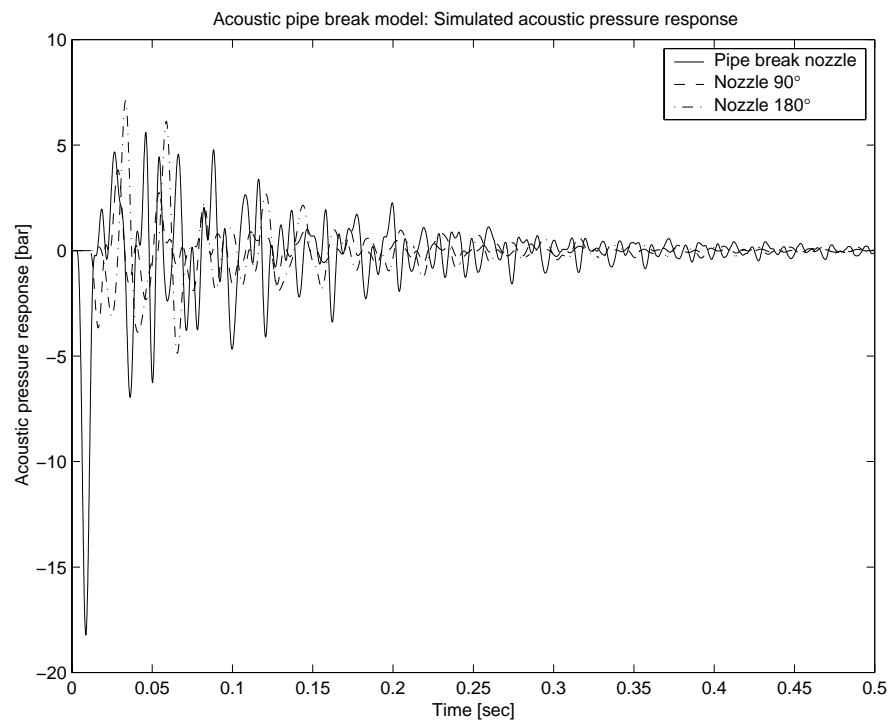


Figur 4.3 FRF mellan källa vid rörstuts och horisontell tvärkraft på fuktavskiljarmantel. Kraften normerad med mantelns yta.

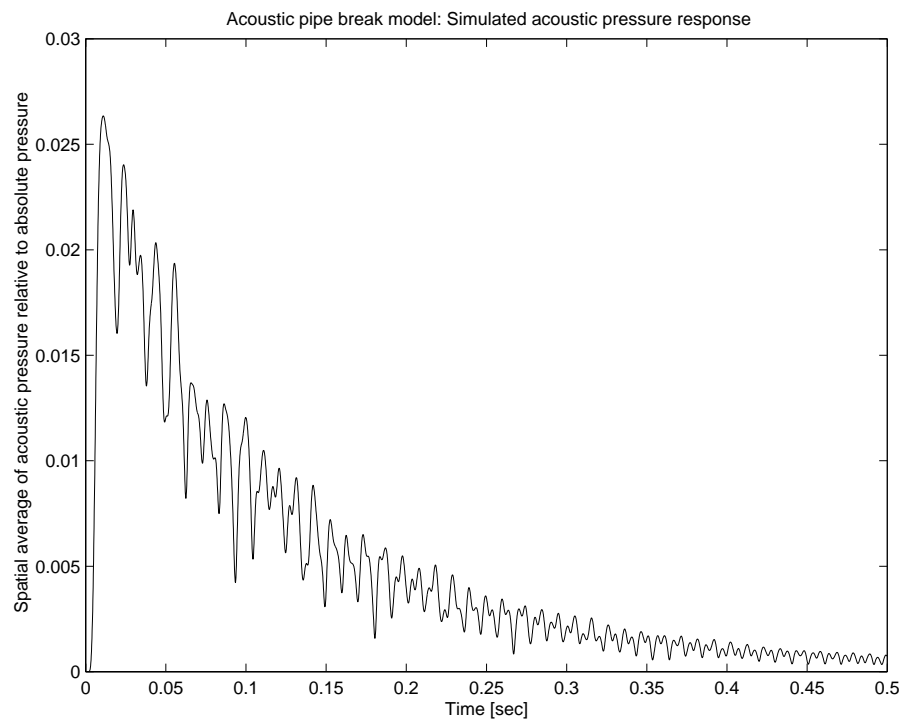
En frågeställning som är viktig är huruvida den akustiska responsen är för stor för att en linjär modell skall vara tillämpbar vid rörbrott. I syfte att få underlag för en diskussion om detta ges beräknade akustiska tryckresponser i tre positioner i tanken, i direkt anslutning till stutsen vid brottstället, i stutsen ett kvarts varv relativt brottstället och i stutsen på motsatt sida av tanken. Dessa responser ges i figur 4.4.

I figuren 4.5 redovisas det kvadratiska rumsmedelvärdet av det beräknade akustiska trycket.

En slutsats man kan dra är att det beräknade trycket lokalt i anslutning till stutsen vid brottstället är mycket högt relativt det absoluta trycket 70 bar. Däremot är trycket globalt i ångvolymen på den nivå där en linjär analys är meningsfull och motiverad. Detta diskuteras mer i kapitel 5.



Figur 4.4 Akustisk trycktransient för rörbrott simulerad med akustisk modell i strömningsfritt tillstånd



Figur 4.5 Rummedelvärdet av akustisk trycktransient för rörbrott simulerad med akustisk modell i strömningsfritt tillstånd

5. TESTMODELL- STÖRNING I STRÖMMANDE TILLSTÅND

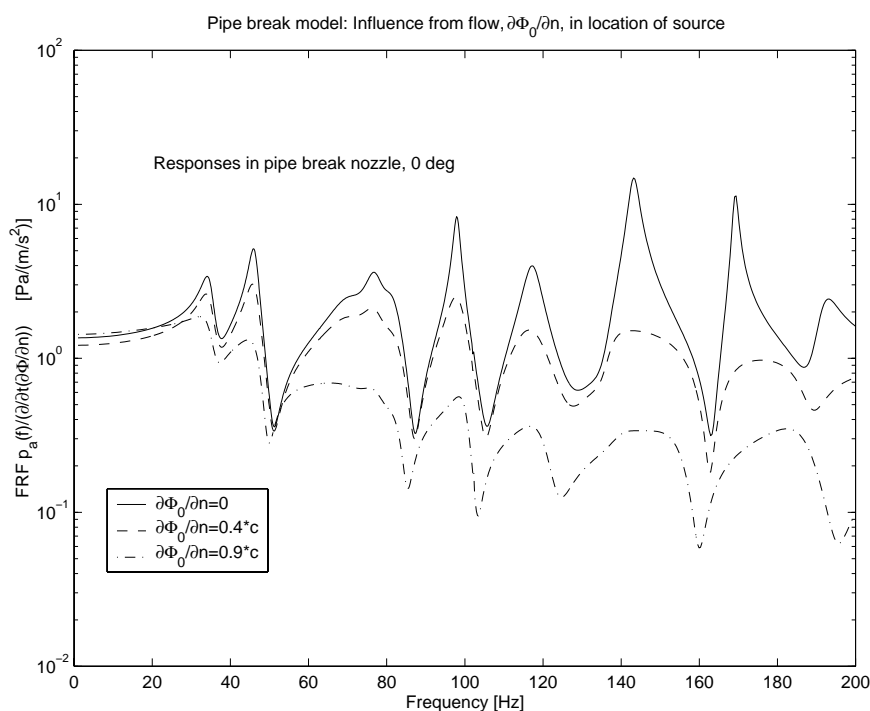
Utgående från de förutsättningar som diskuterats i kapitel 3 har beräkningar utförts med hjälp av FEM-formuleringen enligt kapitel 2.5, dvs ekvationerna (2.19) och (2.20). Hastighetspotentialen har beräknats för ett stationärt flöde, därefter har responsen från en störning beräknats.

5.1 Akustisk respons

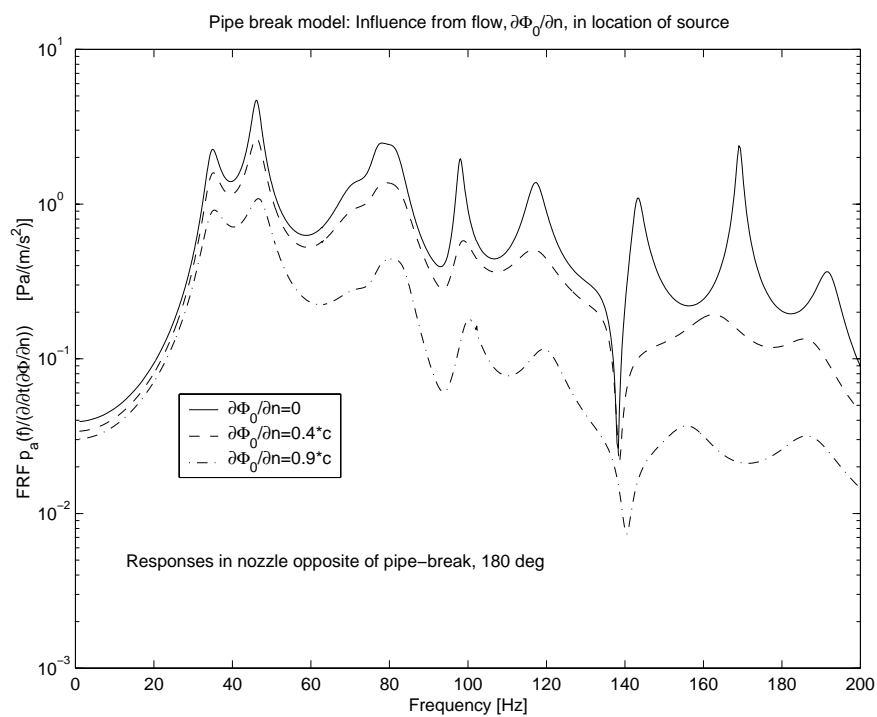
I figurerna 5.1 och 5.2 redovisas frekvensresponsfunktioner från källan vid brottstället och det akustiska trycket i två punkter i tanken, dels i stutsen för brottet samt vid stutsen på motsatt sida av tanken. Dessa frekvensresponsfunktioner är beräknade utgående från tre olika nivåer på stationärt flöde Φ_0 . Det skall noteras att med det akustiska trycket här menas parametern P_a enligt ekvationen (2.16).

Vid den lägsta nivån är det stationära flödet satt till noll. Vid mellannivån har ansatts ett stationärt flöde motsvarande 40% av ljudhastigheten i stutsen vid brottet och 10% av ljudhastigheten i övriga stutsar. Vid den högsta nivån har ansatts ett stationärt flöde av 90% av ljudhastighet i stutsen vid brottet och 10% i övriga. Detta kan vara ett sätt att studera det icke-linjära beteendet av systemet.

Av figurerna 5.1 och 5.2 framgår klart att flödet har inverkan på den akustiska responsen. En iakttagelse som kan värdefull är att den akustiska responsen sjunker med ökande flöde. Utgår vi från att flödet i stutsen för brottet varierar mellan 10% och 100% av ljudhastigheten och en beräkning utförs med den linjära ansats som ges av ekvationen (2.15) utgående från ett stationärt flöde på 10% kan skäl finnas att anta att en sådan responsberäkning bör ge konservativa värden på beräknade trycktransienter. Detta bör dock på ett mer fullständigt sätt utredas förslagsvis med en jämförelse med en beräkning utförd med CFD.



Figur 5.1 Frekvensresponsfunktion mellan källa vid stutsen för rörbrott och akustiskt tryck i samma stuts i anslutning till tanken

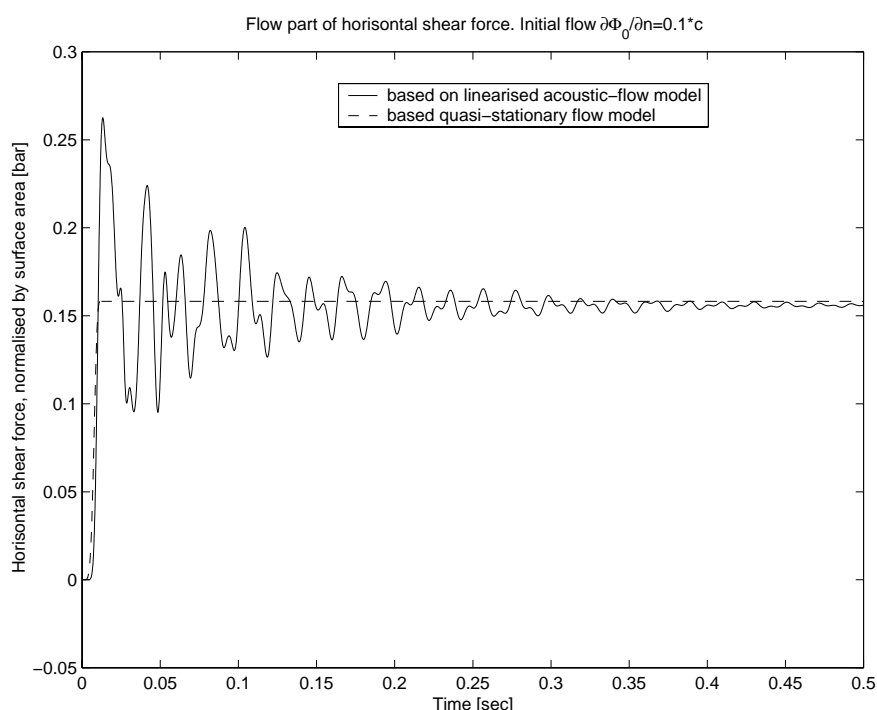


Figur 5.2 Frekvensresponnsfunktion mellan källa vid stutsen för rörbrott och akustiskt tryck i stutsen på motsatt sida av tanken.

5.2 Flödesrelaterad tryckrespons

En skillnad från den rent akustiska betraktelsen i klassisk bemärkelse och den som ges av ekvationerna (2.15) och (2.16) är det flödesrelaterade trycket P_f vilket försummas vid små akustiska störningar av det absoluta trycket. Vid en störning av den storlek som uppträder vid ett rörbrott kan sannolikt denna flödesrelaterade del ej försummas.

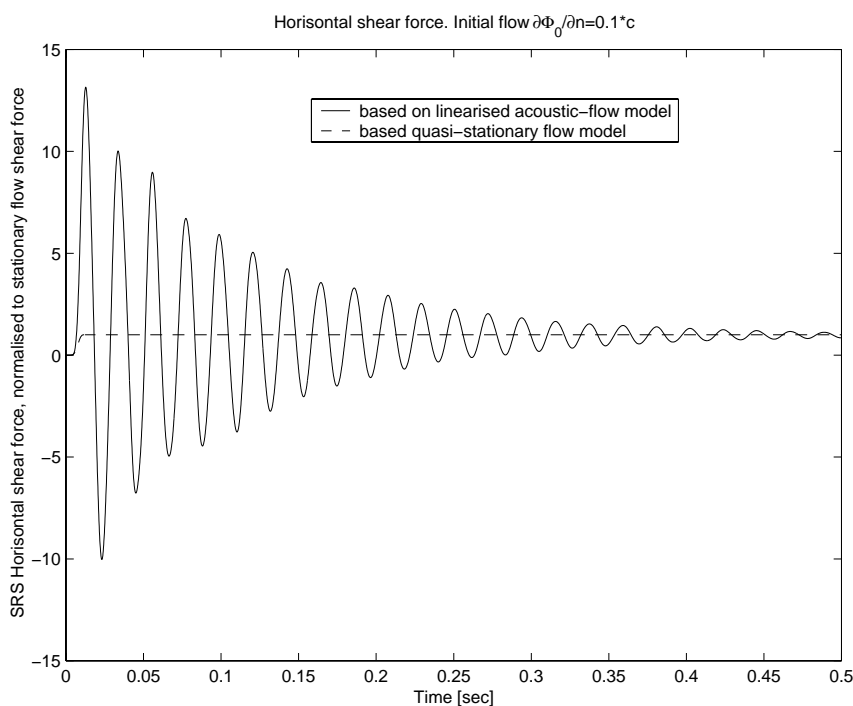
I figuren 5.3 redovisas responssignalen för den horisontella tvärkraften på fuktavskiljaren baserad på P_f utgående från de förutsättningar som givits i kapitel 3, dvs ett stationärt flöde Φ_0 baserat på en flödes hastighet Ψ_0 motsvarande 10% av ljudhastigheten i alla ångstutsar och tillägg en transient flödes hastighet Ψ_a från noll till 90% av ljudhastighet i stutsen vid brottet. Responssignalen baserad på P_f jämförs med responsen för samma tvärkraft om den baseras på en kvasistationär lösning av potentialflödet.



Figur 5.3 Den beräknade horisontella tvärkraften på fuktavskiljare baserad på flödesdelen av hastighetspotentialen Φ_a . För jämförelse visas motsvarande kraft baserad på en kvasistationär lösning. Kraften är normerad med mantelns yta.

5.3 Den totala dynamiska tryckresponsern

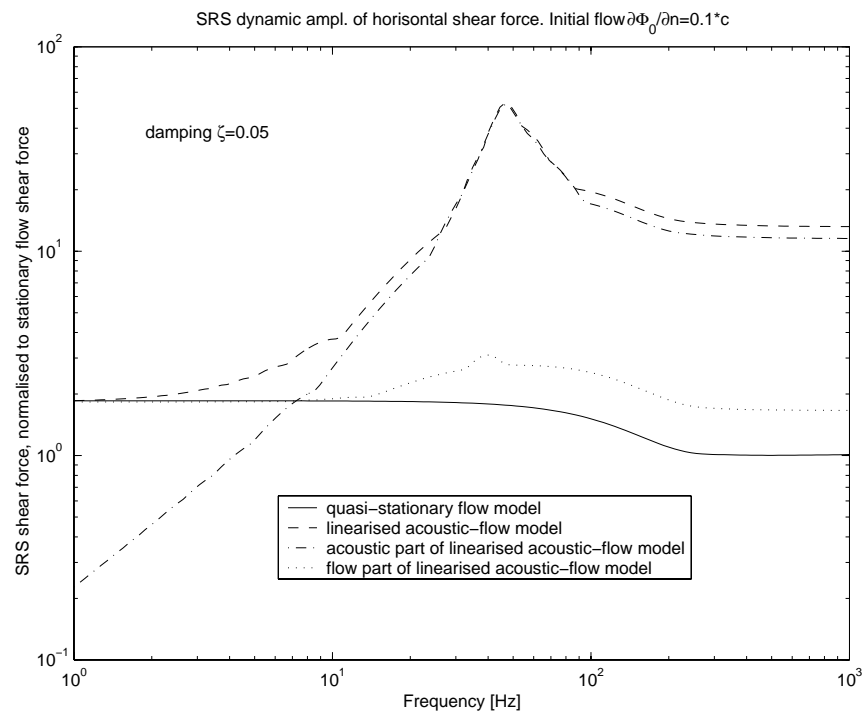
I figuren 5.4 redovisas motsvarande tvärkraft som diskuterats ovan och figuren 5.3 med skillnaden att hela det dynamiska trycket P ingår, dvs enligt ekvationen (2.17). Detta får representera en karakterisering av den dynamiska belastning som fuktavskiljaren utsätts för vid rörbrottet. Som jämförelse ges motsvarande kraft men baserad på en kvasistationär lösning av potentialflödet. Denna kvasistationära kraft får representera den kraft som erhålls om man följer den tidigare praxis som varit aktuell vid beräkning av den kraft som verkar på tankstrukturen orsakad av flödesändringen vid rörbrott.



Figur 5.4 Simulerad horisontell kraft på fuktavskiljare baserad på den lineariserade potentialflödesmodellen enligt (2.15) samt baserad på kvasistationärt potentialflöde. Kraften är normerad med maxkraften baserad på ett kvasistationärt flöde.

Det kan vara av intresse att studera den dynamiska kraftens verkan på en struktur genom att beräkna signalens responspektrum. I figuren 5.5 ges responspektrum av de två signaler som ges i figuren 5.4 ovan samt även spektrum för de två ingående komponenterna av kraften för lineariserade akustiska lösningen, dvs den flödesrelaterade delen, baserad på P_f , och den sk akustiska delen, baserad på P_a .

Av figuren 5.4 framgår att belastningen på strukturen vid vilken hänsyn tas till en dekompressionsvåg orsakad av den transienta flödesförändringen blir avsevärt högre än om ett kvasistationärt antagande nyttjas.



Figur 5.5 Simulerad horisontell kraft på fuktavskiljare baserad på den lineariserade potentialflödesmodellen enligt (2.15) samt baserad på kvasistationärt potentialflöde. Här beskriven via signalens responspektrum samt normerad med den kvasistationära lösningens maximala kraft.

6. SLUTSATSER

I denna förstudie har en linearisering av ekvationen för icke-stationär potentialströmning nyttjats i syfte att studera den kompressionsvåg som förväntas uppkomma vid rörbrott i anslutning till en ångstuts. Två typer av förenklingar av denna typ av strömningstillstånd har implementerats med en FEM-formulering. Den enklaste motsvarar en numerisk lösning av vågekvationen där den flödesrelaterade delen av tryckreponsen försummas. En mer fullständig variant är den som baseras på en linearisering av ekvationen beskrivande icke-stationär potentialströmning. Bägge dessa formuleringar har studerats och implementerats i MATLAB. En idealiserad modell av ångvolymen av en typisk svensk reaktortank har byggts upp och rörbrott har simulerats.

Den primära frågeställningen för denna förstudie har gällt tillämpbarheten av de förenklade linjära modellbetraktelser som diskuterats här ovan. Utgående från denna förstudie kan primärt två slutsatser dras.

Den ena slutsatsen är att en trycktransient vilken baseras på en linjär störning av potentialflödet globalt är av den storleksordning att ett linjärt antagande kan vara motiverat. Betraktar vi trycktransienten lokalt i området i direkt anslutning till stutsen för det antagna rörbrottet är dock tryckstöringen upp mot ca 1/4-del av absoluttrycket. Det hittills utförda arbetet ger indikationer på att det linjära antagandet kan innebära en konservativ betraktelse.

Den andra slutsatsen är att erhållna krafter i reaktortanken kan vara avsevärt större om hänsyn tas till trycktransienten i ångvolymen jämfört med det analysförfarande som tidigare varit praxis. Enligt tidigare praxis har antagits att kraften vilken antas verka på fuktavskiljare kan beskrivas genom ett kvasistationärt potentialflöde med samma tidskaraktäristik som flödesförändringen vid brottstället.

7. FÖRSLAG TILL VIDARE STUDIER

Mot bakgrund av det utförda arbetet föreslås att metoden att analysera trycktransienten med den akustiska ansatsen utvecklas vidare. I syfte att verifiera metodens rimlighet föreslås att en jämförande beräkning genomförs med en mer fullständig lösning baserat på sk CFD-teknik. Detta kan lämpligen utföras på en starkt idealiserad geometri av en ångvolym i en reaktortank, mer idealiserad än den som nyttjats i detta arbete.

Den parameter som nyttjats i detta arbete i syfte att enkelt symbolisera den exciterande kraften på interndelar i tanken har varit trycket på fuktavskiljarmanteln integrerat i rörbrottets riktning. Denna yta har betraktats som en stel vägg, dvs utan hänsyn till plåtfältens eftergivlighet. Detta kan eventuellt ge en falsk och överdriven bild av trycktransientens verkan på strukturen. I syfte att få en klarare bild av känsliga strukturers påverkan från trycktransienten föreslås därför att en idealiserad kopplad modell byggs av en reaktortank där relevanta strukturfkrafter kan beräknas och där hänsyn tas till interaktion mellan ånga och struktur samt mellan vatten och struktur.

Ett för interna delar av strukturen sannolikt värre fall är brott på en vattenbärande rörledning, exempelvis en hc-krets. Enligt tidigare praxis har detta fall analyserats på samma sätt som vid brott på ångledning. En studie av detta fall kan därför vara starkt motiverat.

REFERENSER

- /1/ Coyette, Jean-Pierre
Flow Acoustics Using Finite Elements
Technical Report, LMS Numerical Technologies
- /2/ SAQ/FoU-Rapport 98/15
Globala vibrationer vid kondensationsförlopp i wetwell orsakade av LOCA i BWR-
anläggningar. Olof Björndahl, Magnus Andersson
- /3/ MATLAB, Version 5.3
MathWorks, Inc
- /4/ Etienne Balmès
Experimental and Analytical Structural Dynamics Toolbox
User's Guide, Version 3, April 1997
- /5/ ANSI/ANS-58.2-1988, American Nuclear Society
Design basis for protection of light water nuclear power plants against the effects of
postulated pipe rupture.
- /6/ SAQ/FoU-Rapport 2000/01
Studier av strömningsinducerade dynamiska laster på interndelar vid inre rörbrott i
BWR. Del 1, Jerzy Marcinkiewicz

REVISIONSFÖRTECKNING