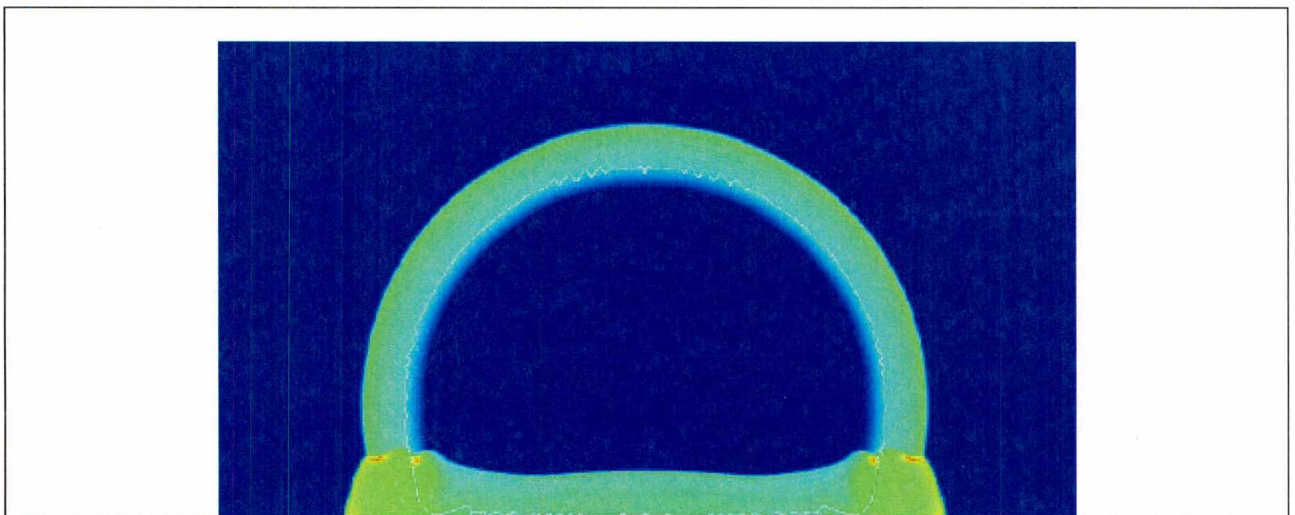


Lennart Ågårdh, Håkan Hansson, Johan Magnusson, Mattias Unosson

## Fast/Rörligt Anläggningskydd 1999



FÖRSVARETS FORSKNINGSANSTALT  
Avdelningen för Vapen och skydd  
147 25 TUMBA

FOA-R--99-01351-311--SE  
December 1999  
ISSN 1104-9154

Lennart Ågårdh, Håkan Hansson, Johan Magnusson, Mattias Unosson

## **Fast/Rörligt Anläggningskydd 1999**

Distribution: HKV/KRI/PLAN/Anlägg

FOA: FOA Program, FOA1, FOA2

<b>Dokumentets utgivare</b> Försvarets forskningsanstalt Avdelningen för Vapen och skydd 147 25 TUMBA	<b>Dokumentbeteckning, ISRN</b> FOA-R--99-01351-311--SE	
	<b>Dokumentets datum</b> December 1999	<b>Uppdragsnummer</b> E2011
	<b>Projektnamn (ev förkortat)</b>	
<b>Upphovsman(män)</b>  Lennart Ågårdh, Håkan Hansson, Johan Magnusson, Mattias Unosson	<b>Uppdragsgivare</b> FM	
	<b>Projektansvarig</b> Lennart Ågårdh	
	<b>Fackansvarig</b> Rickard Forsen	
<b>Dokumentets titel</b> Fast/Rörligt Anläggningskydd 1999		
<b>Sammanfattning:</b> <p>Rapporten behandlar verksamheter bedrivna och avrapporterade vid konferenser och i artiklar i försvarsmaktsprojektet "Fast/Rörligt Anläggningskydd" under 1999.</p> <p>I kap. 1 definieras projektets delområden samt rekommendationer för den fortsatta utvecklingen.</p> <p>I kap. 2 diskuteras resultaten från delprojektet "Markstötstågutbredning", och som nu avslutats med en slutrapport av Peter Balazs. Forskningen baserades på stötstågmätningar från detonerande bomber under mark och syftade till att verifiera analytiska modeller enligt Drake-Little.</p> <p>I kap. 3 berörs en pågående experimentell försöksserie omfattande statisk och snabb transient belastning av armerade balkar av normal och högpåpresterande betong med och utan stålfibrer.</p> <p>I kap. 4 behandlas numerisk simulering av belastningen från luftstötståg utgående från explosivämnet. Resultaten jämförs med explosionsförsök mot tegelväggar gjorda tidigare i provbänk.</p> <p>I kap. 5 behandlas en pågående fördjupning av kompetensen att hantera och manipulera materialmodeller för betong och spröda material. I delprojektet ingår utvärdering och implementering av materialmodeller för betong i LS-DYNA och i AUTODYN. Ingår i delprojektet "Materialmodellering".</p> <p>I kap. 6 behandlas egna ballistiska försök i hastighetsområdet 1400-1600 m/s. Ingår i delp "Experiment".</p> <p>I kap. 7 beskrivs kvasi-statiska och transienta belastningar av betongbalkar i full skala. Serien omfattade 8 balkar och belastningen utgjordes av en ca 700 kg fallvikt, som träffade balkmitt med en hastighet om ca 7 m/s. Ingår i delprojektet "Experiment".</p> <p>I kap. 8 redovisas resultat av numerisk simulering av penetration och perforation baserat på RHT-modellen och egna ballistiska försök i hastighetsområdet 1400-1600 m/s. Dessutom redovisas motsvarande numerisk simulering av betongbalkarna belastade kvasi-statiskt och med fallvikt. Ingår i delprojektet "Strukturmodellering".</p> <p>I kap. 9 redovisas metoder för provning av mekaniska egenskaper hos material, nödvändiga för numerisk simulering. Ingår i delprojekten "Materialmodellering" och "Experiment".</p>		
<b>Nyckelord</b> Luftstötståg, Ballistiska experiment, Fallviktsförsök, Numeriska modeller, Datorsimuleringar		
<b>Övriga bibliografiska uppgifter</b>	<b>Språk</b> Svenska	
<b>ISSN</b> 1104-9154	<b>ISBN</b>	
	<b>Omfång</b> 53 s.	<b>Pris</b> Enl. prislista

**Distributör (om annan än ovan)**

<b>Issuing organization</b> Defence Research Establishment Weapons and Protection Division SE-147 25 TUMBA  SWEDEN	<b>Document ref. No., ISRN</b> FOA-R--99-01351-311--SE	
	<b>Date of issue</b> December 1999	<b>Project No.</b> E2011
	<b>Project name (abbrev. if necessary)</b> Stationary/Temporary Structural Protection	
<b>Author(s)</b>  Lennart Ågårdh, Håkan Hansson, Johan Magnusson, Mattias Unosson	<b>Initiator or sponsoring organization</b> Defence Headquarters	
	<b>Project manager</b> Lennart Ågårdh	
	<b>Scientifically and technically responsible</b> Rickard Forsén	
<b>Document title in translation</b> Stationary/Temporary Structural Protection 1999		
<b>Abstract</b> <p>The report describes activities performed and presented at conferences and in articles within the project "Stationary/Temporary Structural Protection" during the year 1999.</p> <p>In chpt. 1 the subprojects are defined and recommendations for future developments given.</p> <p>In chpt. 2 results from the subproject "Ground Wave Propagation" are concluded with the report by P Balazs. The research was based on measurements of ground response to detonating bombs below the ground and aimed at verifying analytical models according to Drake-Little.</p> <p>In chpt.3 an ongoing test series involving quasi static and rapid transient loading of reinforced beams made of standard and high performance concrete with and without steel fibres is treated.</p> <p>In chpt. 4 numerical simulation of the loading from air pressure waves starting from the explosive charge is described. The results are compared to the results from corresponding tests on brick walls made earlier.</p> <p>In chpt. 5 an ongoing involvement in the theory of material modelling of concrete and other brittle materials is described. In the subproject assessment and implementation of material models for concrete in LS-DYNA and in AUTODYN. Part of the subproject "Material Modelling".</p> <p>In chpt. 6 ballistic tests in the velocity range 1400-1600 m/s are reported. Part of the subproject "Experiment".</p> <p>In chpt. 7 quasi static and transient loading of concrete beams in full scale are described. The test series contained 8 beams and the transient loading consisted of a 700-kg drop weight striking the middle of the beams with a velocity of 7 m/s. Part of the subproject "Experiment".</p> <p>In chpt. 8 results from numerical simulations of penetration and perforation of concrete targets based on the RHT-model and ballistic tests in the velocity range of 1400 - 1600 m/s. Furthermore corresponding numerical simulations of the concrete beams loaded quasi static and with drop weight are presented. Part of the subproject "Structural modelling".</p> <p>In chpt. 9 procedures for testing mechanical properties in materials necessary for numerical modelling materials. Part of the subprojects "Material Modelling" and "Experiment".</p>		
<b>Key words</b> <u>Blast waves. Ballistic tests. Drop weight tests. Numerical models. Computer simulations.</u>		
<b>Further bibliographic information</b>	<b>Language</b> Swedish	
<b>ISSN 1104-9154</b>	<b>ISBN</b>	
	<b>Pages</b> 56 p.	<b>Price</b> Acc. to pricelist
<b>Distributor (if not issuing organization)</b>		

## **FÖRORD**

I denna rapport beskrivs och refereras till aktiviteter i projektet Fast/Rörligt Anläggnings-skydd under 1999. Projektet, som finansierats av Försvarsmakten HKV/KRI/PLAN/Anlägg, är en fortsättning av det tidigare projektet "Flexibla Skydd" med likartad inriktning. Syftet med projekten var att utveckla kapacitet att bedöma skyddseffekten hos fasta och transporterbara mekaniska skydd, som kan anpassas till aktuella behov.

Medverkande var personal från FOA i Grindsjön och Märsta. Till dessa och övriga, som stött projektet, riktas ett varmt tack.

Märsta december 1999

Författarna

# INNEHÅLLSFÖRTECKNING

FÖRORD	1
INNEHÅLLSFÖRTECKNING	2
1 INTRODUCTION	4
1.1 Allmänt	4
1.2 Projektets disposition	4
1.2.1 Markstötstågsutbredning i morän	4
1.2.2 Högpresterande betong i skyddskonstruktioner	4
1.2.3 Belastning av luftstötstågor	5
1.2.4 Materialmodellering.	5
1.2.5 Experiment.	5
1.2.6 Strukturmodellering.	5
1.2.7 Nuvarande målsättning och översikt över pågående forskning.	5
1.3 Framtida utvecklingsbehov	6
2 MARKSTÖTSTÅGSUTBREDNING (se Balazs, 1999 [1-1])	7
2.1 Förkortad sammanfattning	7
2.2 Slutsatser och rekommendationer	7
2.3 Rekommendationer	8
3 HÖGPRESTERANDE BETONG I SKYDDSKONSTRUKTIONER	9
3.1 Sammanfattning	9
4 LUFTSTÖTSTÅGSBELASTNING	10
4.1 Bakgrund	10
4.2 Formulering av numeriska modeller.	10
4.3 Beskrivning av experiment med detonerande laddningar	10
4.4 Simuleringar med AUTODYN.	11
4.5 Materialmodeller och parametrar för simulering med AUTODYN.	12
4.6 Endimensionell "Wedge"- modell av klot.	12
4.7 Tvådimensionell frifältsmodell med markplan.	13
4.8 Tvådimensionell modell med stel vägg	13
4.9 Tvådimensionell modell av struktur	17
4.10 Simulering med LS-DYNA	18
4.11 Slutsatser	19
5 MATERIALMODELLERING	20
5.1 Allmänt	20
5.2 Winfrith-modellen. LS-DYNA	20
5.3 Modell #72: "Concrete Damage". LS-DYNA	21
5.4 RHT-modellen AUTODYN	22
6 BALLISTISKA EXPERIMENT MOT FIBERBETONG	24
6.1 Allmänt	24
6.2 Provföremål och materialprovningensresultat	24
6.3 Mätanordningar	25
6.4 Utförande av de ballistiska experimenten	26
6.5 Resultatsammanställning	26
6.6 Fotodokumentation	27
6.7 Resultat av experimenten	30

7	BALKAR BELASTADE MED FALLVIKT	31
7.1	Inledning och syfte	31
7.2	Provkroppar och försöksuppställning	31
7.3	Resultat	32
8.	STRUKTURMODELLERING	35
8.1	Allmänt	35
8.2	Simulering av perforation	35
8.2.1	Numerisk modell	35
8.2.2	Numerisk modell av experimenten	36
8.2.3	Resultat av simuleringar och jämförelser med experiment	38
8.2.4	Resultat av simuleringarna	39
8.3	Simulering av fallviktsförsök på betongbalkar	39
8.4	Materialmodeller	39
8.5	Numeriska simuleringar	40
8.5.1	Kvasistatisk analys	40
8.5.2	Dynamisk analys	41
8.6	Resultat	43
9	MATERIALPROVNING	44
9.1	Allmänt	44
9.2	Kvasistatisk materialprovning	44
9.3	Biaxiell (Pseudotriaaxiell) hållfasthetsprovning	44
9.3.1	Användning av GREAC cell (Gauge REACTIVE cell)	44
9.3.2	Användning av HOEK-cell	46
9.3.3	Belastning med högt hydrostatiskt tryck på små provkroppar	46
9.4	Triaxiell hållfasthetsprovning av 100 mm kuber	48
9.5	Multiaxiell provning med detonationsbelastning	50
9.5.1	Allmänt	50
9.5.2	Beskrivning av provningsmetoden	50
9.5.3	Utvärdering av resultat	51
10	REFERENSER	53

# 1 INTRODUKTION

## 1.1 Allmänt

Vapenbelastning från konventionella vapen mot material och skyddskomponenter har studerats, främst med syfte att kunna simulera vapenverkan mot skydd numeriskt utgående från kända egenskaper hos material och strukturella egenskaper hos skyddet.

Projektet "Fast/Rörligt Anläggningskydd" tillkom som en vidareutveckling av projektet "Flexibla skydd" för att bedöma skyddseffekten hos *fasta anläggningar* mot konventionell vapenverkan, såväl i bebyggelse som i terräng. Det påbörjades 1999 som en fortsatt experimentell och numerisk studie av vissa användbara materials skyddsförmåga.

Aktuella hot är granater, minbomber, projektiler från stridvagnskanoner och finkalibrig eld från handeldvapen. I projektet har så här långt konventionell vapenverkan begränsats till *luftstötstång från explosivämnen, splitter från höljesladdningar, eld från handeldvapen med finkalibriga projektiler 5-20 mm samt penetration med grovkalibriga låghastighetsprojektiler, 75 mm och 152 mm*. RSV-vapen behandlas i andra projekt. Resultat från forskningsverksamheten under 1999 har publicerats i rapporter och konferensbidrag, se [1-1] – [1-15]. En allmän framställning av problematiken kring vapenbelastning från konventionella vapen och numerisk simulering av responsen från olika skydd baserad på materialegenskaper vid aktuella belastningshastigheter och tryck avrapporterades i Ågårdh et al 1998, [1-16].

## 1.2 Projektets disposition

Projektet har bedrivits som 5 delprojekt med olika innehåll inom ramen för tillgängliga resurser och definierad inriktning. Nedan följer en kort beskrivning av de olika delprojekten och dess nuvarande status.

### 1.2.1 Markstötstångsutbredning i morän

Delprojektet är avrapporterat i Balazs, 1999 [1-1]. I den rapporten redovisas resultat från fullskaleförsök med armerade betongplattor nedgrävda i morän. Armerade betongplattor belastades med markstötstång från i mark detonerande bomber. Intresset har koncentrerats på den ostörda stötstången, som genereras i marken, och dennas belastning av betongplattorna.

### 1.2.2 Högpresterande betong i skyddskonstruktioner

Delprojektet är experimentellt till sin karaktär och större delen av experimenten är genomförda. I kap. 3 ges en sammanfattning av under året genomförda aktiviteter. En provrapport omfattande armerade balkar av högpresterande betong belastade med luftstötstång under 1998 har utgivits, se Hallgren, Balazs 1999, [1-2]. Tre konferensbidrag har presenterats i delprojektet under året, se Balazs [1-3], Magnusson [1-4] och Hallgren [1-5].

Ett antal nya balkar armerats och gjutits. Balkarna utgör dels ett komplement till 1998 års serie, och är dels en ny serie, där betongens hållfasthetklass har varierats från K100 till K200 med och utan stålfibrer. Av varje betongkvalitet har fyra identiska balkar framställts. Dessutom har balkar med två betongkvaliteter gjutits.

En balk av varje betongkvalitet har provats kvasi-statiskt till brott. Under försöken har last, nedböjning och betongstukning uppmätts och registrerats kontinuerligt. Dessutom har balkarnas uppsprickning markerats under försöken. Tre balkar av betong K100 och tre balkar

av betong K150 provades med luftstötstångsbelastning. Balkarna utsattes för explosioner av laddningar med olika laddningsvikter. Reflektionstryck, upplagsreaktion, utböjning, acceleration och betongstukning uppmättes och registrerades under förloppet. Materialprovning för bestämning av elasticitetsmodul, spräck- och tryckhållfasthet har utförts.

### **1.2.3 Belastning av luftstötstångar**

Belastning av *luftstötstångar* från explosivämnen på en byggnad är en mycket komplicerad process, som inte kan förutsägas noggrant med handboksformler eller diagram, annat än för mycket enkla fall. Det är vanligt att beräkna belastningen från luftstötstångar överslagsmässigt och t ex antaga att belastningen är jämnt fördelad och vinkelrät mot belastningsytan. För att beräkna *luftstötstångsbelastningen* från en detonerande laddning utanför en byggnad noggrant, bör explosionen simuleras från "0-punkten" och inkludera reflektioner från mark och geometriska oregelbundenheter i omgivningen. För dessa ändamål krävs datorprogram avsedda för 3-dimensionella geometrier.

Här aktuella forskningsaktiviteter bygger på jämförelser mellan tidigare utförda experiment och och nu aktuella simuleringar. Sådana jämförelser kräver alltid noggrant genomförda försök och registreringar, samt noggranna numeriska modeller, för att inte felaktiga slutsatser ska dras ur jämförelserna.

I delprojektet har problematiken behandlats genom simulering av en exploderande klotformig laddning belägen 1 m över marken framför en tegelvägg. Belastningen mot tegelväggen har beräknats med datorprogrammet AUTODYN och jämförts med tryckmätningar från tidigare utförda experiment. Skador av belastningen har jämförts med simuleringsresultaten, se kap. 4.

### **1.2.4 Materialmodellering.**

Delprojektet behandlar en långsiktig uppbyggnad av kompetens att använda, förändra och implementera materialmodeller i kommersiellt tillgängliga datorprogram för simulering av materialrespons under snabba, transienta förlopp. I kap. 5 beskrivs uppnådda resultat, det nuvarande forskningsläget och planerad utveckling av kompetens och resurser.

### **1.2.5 Experiment.**

Experimentell verksamhet har utförts med avsikt att stödja numerisk simulering av materialrespons under snabba belastningsförlopp. I kap. 6 refereras ballistiska experiment mot plattor av betong tidigare rapporterade i Ågårdh, Hansson 1999, [1-6] och i kap.7 fallförsök på balkar rapporterade i Ågårdh et al 1999, [1-7] och i Magnusson et. al. [1-8].

### **1.2.6 Strukturmodellering.**

Numeriska modeller och simuleringar av ballistiska experiment med AUTODYN har rapporterats i Ågårdh, Hansson 1999, [1-9] och [1-10]. I delprojektet har även kvasistatiska och transienta belastningar simulerats med modeller av balkar av armerad betong för LS-DYNA (Explicit FE-kod), se Unosson et. al. 1999, [1-11]. I kap.8 har resultat från simuleringar jämförts med resultat erhållna experimentellt.

### **1.2.7 Nuvarande målsättning och översikt över pågående forskning.**

Inom det tidigare projektet "Flexibla skydd", provades skyddselement av en speciell typ av höghållfast betong med och utan fibrer i en stötstångstub. I Magnusson, Ågårdh 1999, [1-12], redovisas experimentella resultat från den sista delserien av tre. Tillsammans med de under året avrapporterade ballistiska försöken av motsvarande skyddselement och simuleringar med nya materialmodeller, kan detta ge underlag för uppskattning av

skyddselementens skyddsförmåga i olika situationer där splitter och luftstöt vågor förekommer.

En artikel i *International Journal of Impact Engineering* angående ballistiska experiment mot stålfiberarmerade betongmål inklusive numeriska simuleringar med FE-programmet LS-DYNA har publicerats under året, se Ågårdh, Laine 1999, [1-15].

I en inledningspresentation vid den internationella konferensen "Shock and Impact Loads on Structures" i Singapore, november 1999, se Ågårdh [1-13], presenterades en sammanfattning av resultat från forskning inom projektet tillsammans med resultat från andra näraliggande projekt avseende konventionell vapenverkan mot mål av betong.

En välbesökt internationell konferens över ämnet "Materialprovningmetoder som stöd för modellering av material under snabb transient belastning", ("Material Test Procedures in Support of Dynamic Material Modelling"), anordnades av FOA i Märsta, se Ågårdh (red) 1999, [1-14].

### **1.3 Framtida utvecklingsbehov**

Målet för projektet är att utveckla den metodik, som krävs för att i enskilda fall med acceptabel noggrannhet uppskatta materials och strukturers skyddsförmåga mot konventionell vapenverkan. I vissa fall måste detta ske med experimentella metoder, t ex. skyddsförmågan hos heskobastions fyllda med material med okända egenskaper. I andra fall kan experiment stödja numeriska simuleringar. I bästa fall kan materialdata i målet och belastningsdata från vapen uppskattas med sådan säkerhet att skyddsförmågan kan uppskattas med acceptabel noggrannhet enbart med numeriska simuleringar.

Då konventionell vapenverkan i kombination med målet har ett brett spektrum av belastningseffekter, som på längre sikt förändrar sin karaktär i takt med den militära vapenutvecklingen, kommer simuleringar alltid att kräva stöd från experiment. Det innebär att den metodik, som eftersträvas aldrig kommer att bli fullkomlig. Teknologin kommer alltid att närma sig ett undflyende mål med en hastighet, som beror av tillgängliga intellektuella och maskinella resurser.

De utvecklingsbehov, som i första hand är nödvändiga att tillgodose är en förbättrad beskrivning av materials egenskaper under belastning med höga tryck och hög belastningshastighet. För detta ändamål krävs extrema laboratorieresurser för provning av de material som ingår i skyddskonstruktioner, t ex berg, betong, keramer, pansarstål, fiberkompositer etc. och de material som ingår i vapendelar, t ex tungstensprojektiler, granathöljen etc. Materialbeskrivningar görs med utgångspunkt från utprovade materialdata i materialmodeller. Materialmodeller anpassas till de dataprogram, som ska användas för numeriska simuleringar och till syftet med simuleringarna.

Kunskapen och arbetsredskapen att utföra kvalificerade simuleringar är kostsamma inhämta och blir snabbt omoderna. Dessa är de främsta skälen till att resultat från forskningsfronten är svåråtkomliga och endast väletablerade forskare har möjlighet att komma åt nya forskningsresultat från etablerade internationella nätverk. Militära allianser och överordnade internationella avtal, spelar också en betydande roll för åtkomsten av effektiva beräkningsverktyg i olika sammanhang.

## 2 MARKSTÖTVÅGSUTBREDNING (se Balazs, 1999 [1-1])

### 2.1 Förkortad sammanfattning

Laddningar, som detonerar på eller i mark, i närheten av en nedgrävd konstruktion, belastar denna med markstötstågor. Effekten på en konstruktion från sådana laddningar är betydligt större vad gäller markstötstågornas amplitud och varaktighet, än om konstruktionen skulle belastas med luftstötstågor från motsvarande laddning detonerad ovan mark. Belastningen på konstruktionen under mark påverkas av markens mekaniska egenskaper, laddningstorlek, -avstånd och -djup, samt även av konstruktionens styvhet. Detta gör markstötstågsbelastade konstruktioner till ett mycket komplext problemområde.

En noggrann dimensionering av konstruktioner under mark belastade med markstötstågor kräver avancerade datorberäkningar med "finit elementanalys". På grund av resurskraven för sådana beräkningar har flera forskare behandlat problemen med förenklade analytiska modeller. Dessa modeller baseras på J. Drake och C. Little's semi-empiriska formler vad gäller den ostörda stötstågen, som genereras i marken.

Svagheten med de förenklade modellerna är att de mestadels behandlar enbart rörelser hos konstruktionen, utan att beakta mot denna verkande stötstågs- och impulsbelast. Därför har vid tidigare undersökningar, se Balazs [1-2], utvecklats en förenklad teoretisk modell, som både beaktar konstruktionens rörelse, samt mot denna verkande tryck och impulsbelast.

Osäkerheten beträffande modellens giltighet vid förändrade markparametrar har undersökts i föreliggande undersökning, då lös sand ersattes med återfyllnadsmassor av befintlig morän. Syftet med föreliggande undersökning var således att:

Experimentellt verifiera Drake-Little's semi-empiriska formler genom fullskaleprov i morän.

Undersöka de tidigare framtagna, förenklade formlernas giltighet vid fullskaleprov i morän.

### 2.2 Slutsatser och rekommendationer

Den föreliggande undersökningen har behandlat detonationer i morän och dess effekt på nedgrävda konstruktioner. Vid undersökningen var intresset i huvudsak koncentrerat på själva markstötstågen (orsakad av detonationen) och effekten då denna belastar konstruktionen. Vid markstötståg i morän jämfördes de registrerade markspänningarna med teoretiska värden beräknade enligt Drake-Little's semi-empiriska formler. Vad markstötstågsbelastade konstruktioner bestående av plattor tillverkade av normalhållfast betong beträffar, jämfördes de erhållna experimentella resultaten med de teoretiska värdena, beräknade med hjälp av formlerna från [1-2].

Överensstämmelsen mellan de beräknade (med Drake-Littles's formel) och det uppmätta värdet av markspänningarna, var mindre god både vad stötstågens form och amplitud beträffar. De beräknade värdena visade brantare spänningsnedgång än motsvarande registrerade värde. En jämförelse mellan föreliggande undersökning och tidigare visar att resultat beräknade med hjälp av Drake's formler stämmer väl överens med de experimentella värdena om laddningsavstånden är relativt sett korta. Överensstämmelsen minskar dock med ökat laddningsavstånd.

Plattornas maximala hastighet beräknade enligt formlerna från kap. 4, visade god överensstämmelse med de experimentella värdena, liksom plattornas maximala deformation och deformationsförlopp. De belastande kontaktrycken och impulserna visade relativt sett god överensstämmelse mellan teori och experiment.

Känslighetsanalysen i [1-2] visade att de beräknade resultaten var i hög grad beroende av markparametrar och omvandlingskoefficienter till ett "en-frihetsgrads"-system. Därför är det viktigt att dessa väljs med stor omsorg. Speciellt dämpningskoefficienten för markmaterialet, vilken har ett givits ett empiriskt värde, påverkade resultaten i hög grad. Högre dämpningskoefficient ger lägre deformation och lägre belastning.

### **2.3 Rekommendationer**

Markspänningarna beräknade med Drake's formel, stämmer väl överens med registrerade värden, om laddningsavståndet är relativt kort. För att kunna tillämpa denna formel generellt, är det nödvändigt att modifiera den. Detta kan ske med hjälp av resultat från experimentella undersökningar, där laddningsavståndet varieras.

Av resultaten framgår att hög dämpningskoefficient ger mindre deformationer i konstruktionen och lägre belastning på densamma. Vid dimensionering av markstötstågsbelastade konstruktioner, kan detta faktum beaktas till konstruktionens fördel genom att välja lämpliga fyllnadsmassor med hög dämpningsgrad utanför konstruktionen. Detta kräver dock experimentella studier beträffande olika materials dämpningsegenskaper.

## 3 HÖGPRESTERANDE BETONG I SKYDDSKONSTRUKTIONER

### 3.1 Sammanfattning

Syftet med delprojektet är att påvisa egenskaper hos högpresterande betong, som gör den särskilt lämpad i konstruktioner utsatta för belastning från konventionella vapen. Därför har en serie experiment utförts för att få underlag till bedömning av högpresterande betongs egenskaper vid snabba transienta belastningar. Experiment med armerade balkar av högpresterande betong belastade med luftstötstång har avrapporterats i Balazs, Hallgren 1999, [1-3]. En ny serie experiment har nyligen avslutats och kommer att avrapporteras planerligt under 2000.

Den nya experimentserien innehåller dels flera betongkvaliteter med och utan stålfibrer dels en teknik att tillverka balkarna, som ska tillgodose behovet av en större och starkare tryckzon. Behovet uppkommer vid användning av ny armering typ K500. Denna är sprödare än tidigare armeringssorter och har endast ca 10 % brottöjning. I kombination med högpresterande betong, får användning av sådan armering negativa effekter redan vid kvasistatisk belastning till brott, t ex spröda brott vid små deformationer och liten energiupptagning. Motsvarande effekt vid snabb transient belastning kommer att kunna bedömas bättre baserat på resultat från den aktuella experimentserien.

## 4 LUFTSTÖTVÅGSBELASTNING

### 4.1 Bakgrund

Stötvågsutbredning i luft har studerats med numerisk simulering och jämförelser har gjorts med tillgängliga försöksdata. Syftet är att utveckla en användbar metodik att noggrant uppskatta belastningen på ett skydd orsakad av luftstötvågor från en detonerande laddning. Hänsyn ska tas till såväl laddningens egenskaper, storlek och utformning, som dess läge i förhållande till den struktur som belastas. De problem som måste hanteras gäller såväl modellering av den sfäriska vågen, som lång beräkningstid och stor datorkapacitet.

### 4.2 Formulering av numeriska modeller.

Stötvågsutbredning i fluider, dvs gaser och vätskor, kännetecknas av stora partikelrörelser. Detta gör att lösningsmetoderna för solida material normalt inte går att använda. För att lösa strömnings- och stötvågsproblem i fluider används "Eulerformulering" för elementen, istället för "Lagrangeformulering", som används för solider. Eulerformuleringen kännetecknas av att materialet förflyttas mellan elementen och att elementnätet ligger fast. För en Lagrangeformulering gäller istället att elementnätet följer med materialet. Eulerformuleringen kräver mer beräkningstid per element än Lagrangeformuleringen.

En luftstötvåg har mycket kort utbredning. För att modellera denna krävs därför små element, vilket resulterar i modeller med mycket stort antal element. I kombination med att Eulerelement kräver mer beräkningstid, innebär detta att tredimensionella problem kräver mycket stor beräkningskapacitet.

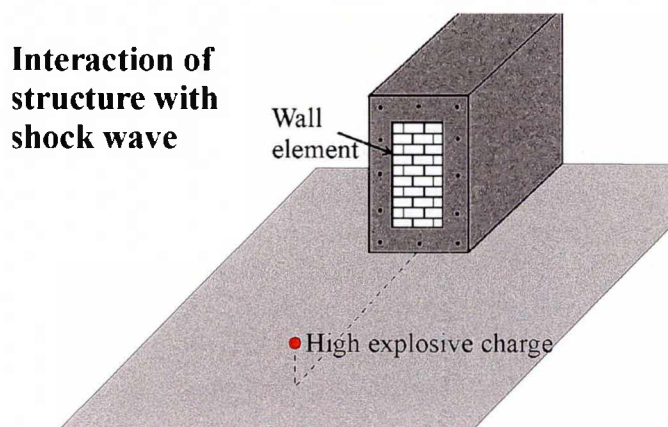
Vid simulering av strukturresponser är det i vissa fall av veka strukturer nödvändigt att studera *interaktionen* mellan fluid och struktur. I de flesta tillämpningar av vapenbelastning på strukturer, kan strukturen anses som stel på grund av dess stora massa och därav små initiala rörelser i strukturen. Då kan man separera belastningsberäkning och strukturrespons genom att beräkna belastningstrycket med Eulerformulering och därefter använda detta som randvillkor i strukturanalysen. Interaktion finns delvis utvecklad mellan fluid och struktur i AUTODYN och LS-DYNA. Hänsyn till interaktion medför ytterligare förlängda beräkningstider, eftersom interaktionen och kontaktalgoritmen ofta är beräkningsintensiv.

### 4.3 Beskrivning av experiment med detonerande laddningar

Belastningsexperiment med detonerande laddningar i det fria har genomförts vid FOA2:s anläggning vid Grindsjön. Försöksserierna har omfattat ett flertal olika laddningar och uppställningar. I figur 2.1 redovisas en typisk uppställning för mätning av reflekterat tryck och verkan på byggnadselement. Explosionsbelastning för bestämning av frifältstryck har genomförts, se i Edin, Åseborn, 1988 [4-1]. Vid uppmätning av det tryck som belastar ett strukturelement, ersätts elementet med en "stel" betongplatta med infästningar för givare. I detta fall var betongplattan 300 mm tjock och kraftigt armerad, se [4-2].

Två representativa fall med en sfärisk laddning med massan 48 kg har valts ur försöksserierna. Någon statistisk analys av variationen mellan försöken har inte gjorts då det ofta bara har funnits ett eller ett fåtal försök med samma förutsättningar. Under försöken så har vissa givare varit placerade nära kanten av provbänken, vilket innebär att

det registrerade trycket blir lägre för dessa mätpunkter. Detta beror på att trycket reduceras nära kanterna på provbänken.



Figur 4.1 Provbänk med inmonterad tegelvägg och klotformad laddning.

För att studera strukturresponser hos väggelement har ett flertal försöksserier genomförts vid FOA. Exempel på provade väggar är tegelväggar, betongväggar, lättbetongväggar och sandwichelement. Även skalmodeller av väggsektioner har provats. Dessa har utsatts för kombinerad splitter- och tryckbelastning. De strukturförsök, som studerats inledningsvis är försöken med tegelväggar utsatta för stötvåg från 48 kg hexotol/trotylklott. Tegelväggarna var 2.1 m höga och fast inspända i ovan- och underkant. Upplaget har täckt halva väggjockleken. Tegelväggarna är enstensväggar, dvs tjockleken är 250 mm. Bindande skift har varit varannat eller vart femte skift.

Försöken genomfördes med tre typer av tegelväggar. Typ I är en håltegelvägg med var fjärde skift bindande, typ II är en massivtegelvägg med varannat skift bindande och typ III är en håltegelvägg med var femte skift bindande. Hålteglet är i bägge fallen rött 19-håltegel. Dessa väggar är även provade med kvasistatisk belastning som jämförelse, se Erkander, Forsen, 1987 [4-2].

#### 4.4 Simuleringar med AUTODYN.

I AUTODYN är det bara i 2D-versionen som lösningsalgoritmen för Euler med flera material ("multimaterial Euler", i fortsättning benämnd Euler) finns tillgänglig. Förutom denna algoritm finns även en enklare variant, som bara kan hantera ett material, "Euler-FCT". Denna lösningsalgoritm är istället snabbare, och finns även i AUTODYN3D. Simuleringarna med AUTODYN genomfördes med en Pentium III med klockfrekvensen 550 MHz och med 256 MB minne. För fluidberäkningar i 3 dimensioner bör tillgängligt minne vara minst 512 MB.

I detta fallet har sfäriska laddningar använts i försöken. Första steget i beräkningen är då att studera en rotationssymmetrisk "wedge" för det endimensionella fallet. För att spara beräkningstid används i AUTODYN "mapping" mellan geometriska modeller. När stötvågen når fram till marken "mappas" 1D-modellen över till en rotationssymmetrisk 2D-modell, varefter beräkningen startas från denna tidpunkt i 2D. Nästa remapping sker då stötvågen når fram till ett hinder, då överförs data till en 3D-modell.

#### 4.5 Materialmodeller och parametrar för simulering med AUTODYN.

För explosivämnet under den sena expansionsfasen och för luften används materialmodellen "ideal gas". Detta är en förenklad modell, som endast tar hänsyn till tryck- och volymförändringar pga expansion av ideala gaser.

För AUTODYN används Jones-Wilkins-Lee's (JWL) tillståndsekvation för explosivämnen. Denna är väletablerad för att studera verkan av explosivämnen och parametrarna för tillståndsekvationen finns bestämda för alla vanligt förekommande explosivämnen. Det finns även möjlighet att beräkna parametrarna för sammansatta explosivämnen med hjälp av t.ex. Chetah. I materialbiblioteket för AUTODYN2D finns data för ett stort antal explosivämnen, dock saknas materialdata för Comp B med densitet  $1.63 \text{ g/cm}^3$ . Då denna del av laddningen är relativt liten användes data för Comp B med densiteten  $1.72 \text{ g/cm}^3$ , dock med korrigerad densitet.

Då tegelväggen får relativt långsamma rörelser kan en relativt enkel materialmodell användas för beskrivning av materialegenskaperna. Murbruket och tegelstenarna har simulerats som material med olika egenskaper enligt tabell 2.1 nedan. Materialegenskaperna har bestämts utifrån data i Erkander, Forsen, 1987 [4-3].

Tabell 4.1. Hållfasthetsmodell för tegelväggen.

Parameter	Röd håltegelvägg	
	Brick-R	Mortar-R
Referensdensitet ( $\text{g/cm}^3$ )	1.41	2.20
Bulkmodul (GPa)	25.0	12.0
Skjuvmodul (GPa)	18.8	10.0
Tryckhållfasthet (MPa)	42.3	9.9
Draghållfasthet (MPa)	--	0.30
Skjuvhållfasthet (MPa)	2.1	0.15
Höjd (mm)	62	15
Längd×Bredd (mm)	250×120	---

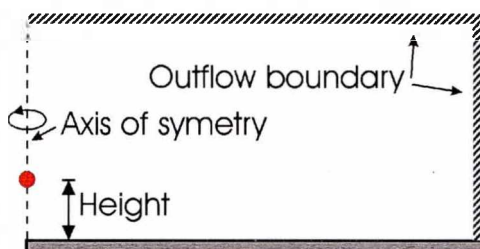
#### 4.6 Endimensionell "Wedge"- modell av klot.

Denna modell består av en rotationssymmetrisk "wedge" med origo i  $x = y = 0$ . Radien är 1320 mm. Modellen är bestående av 800 element i radiell riktning med sidan 1.65 mm och endast ett element i tangentiell riktning. Explosivämnesklotet har radien 193 mm. Beräkningstiden är några minuter för modellen, beroende på önskat läge för stötvågen, när beräkningen stoppas. För att "mapping" till två dimensioner ska fungera får inte stötvågen nått fram till någon begränsningsyta i 2D-modellen.

Modellen användes för att beräkna initiala parametrar för 2D-modellerna, samt för att jämföra olika explosivämnen. Sfäriska laddningar bestående av "TNT", "Comp.B" och "TNT"-klot med "Comp.B"-kärna har studerats. För att förenkla modellerna har ett fiktivt sprängämne tagits fram, benämnt "Mix". Materialdata för detta har interpolerats fram från data på TNT och Comp.B i förhållande till viktsandelar i laddningen. Efter detta har kontrollberäkning och jämförelse med beräkningen för trotylklotet med hexotolkärna gjorts. Skillnaden mellan dessa två beräkningar kunde försummas.

#### 4.7 Tvådimensionell frifältsmodell med markplan.

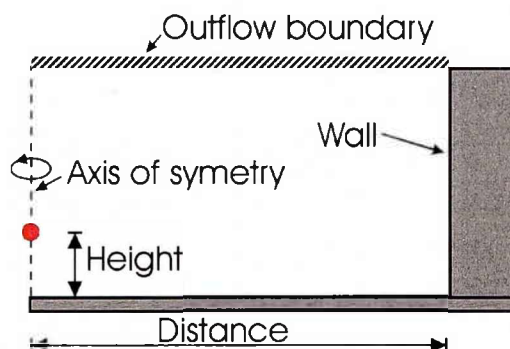
Med modellen "KLOT00" simuleras trycken för en sfärisk, 48 kg laddning av hexotol/trotyl, som detoneras 1320 mm ovanför markytan. Data för stötvågen är överförd från den endimensionella modellen. Denna Eulermodell består av 200×600 element, samt är 2000 mm hög och har radien 6000 mm. Detta ger element som är 10×10 mm. Längs kanten och uppåt finns ett "outflow" randvillkor, som tillåter expanderande material att försvinna från modellen, när det kommer i kontakt med modellens rand. På avståndet 5.5m mättes trycken i försöken till ca 700 kPa, medan simuleringen resulterade i trycket 900 kPa. Principskiss av modell finns i figur 2.2 nedan.



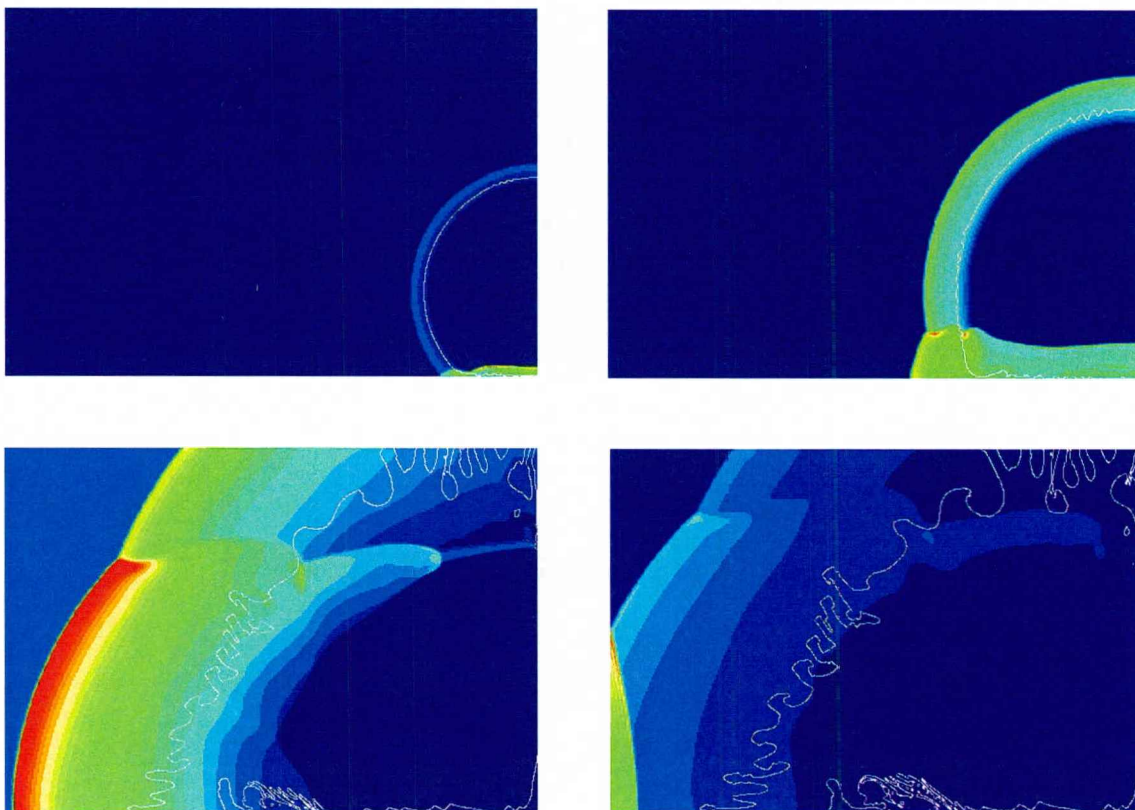
Figur 4.2 Frifältsmodell med randvillkor.

#### 4.8 Tvådimensionell modell med stel vägg

Denna modell beräknades både med Euler och Euler-FCT för att studera beräkningstider och skillnader i resultat. För att minska beräkningstiden användes rotationssymmetri. En principskiss av modellen visas i fig. 2.3. Användning av rotationssymmetri ger upphov till fel då stötvågen reflekteras mot väggen. Stötvågen kommer då att reflekteras in mot symmetriaxeln igen, istället för tillbaka och ut mot sidorna. Denna effekt och att trycket avlastas vid kanterna av provbänken, gör att det reflekterade trycket antagligen kommer att bli för högt i dessa modellerna. Vid jämförelse med försöken bör endast centriskt placerade givare i provbänken beaktas. Principfigur med konturplottar för trycket finns redovisade i fig. 4.4.



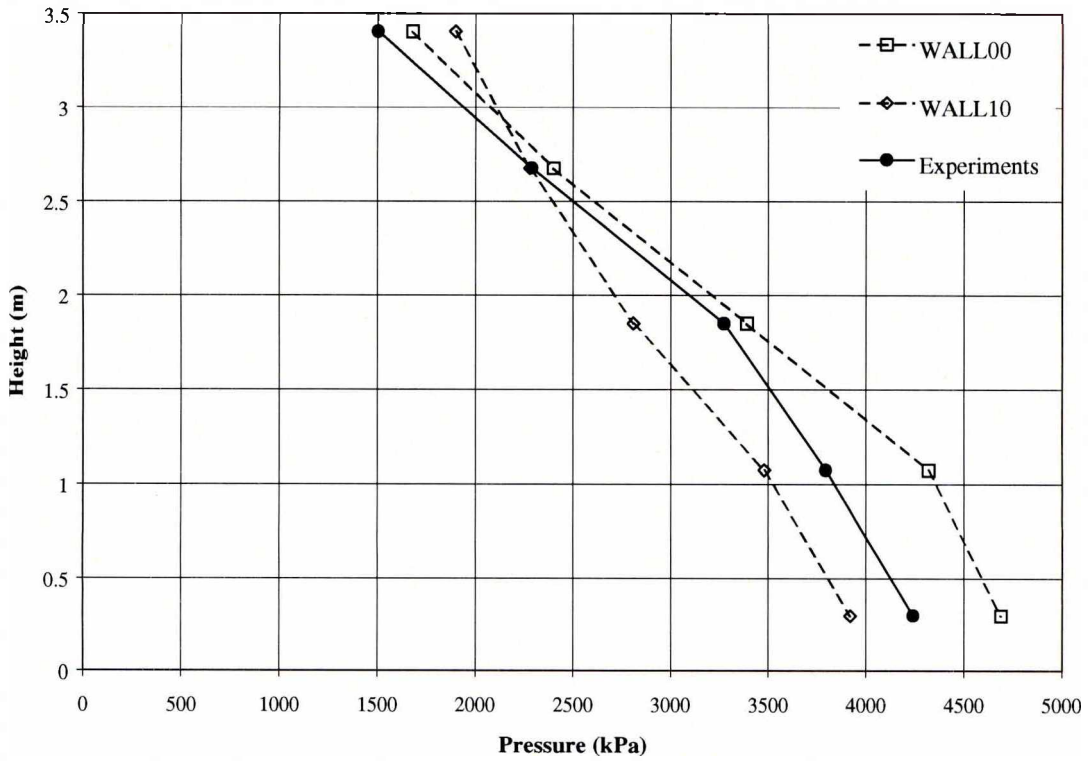
Figur 4.3. Principskiss över modellen.



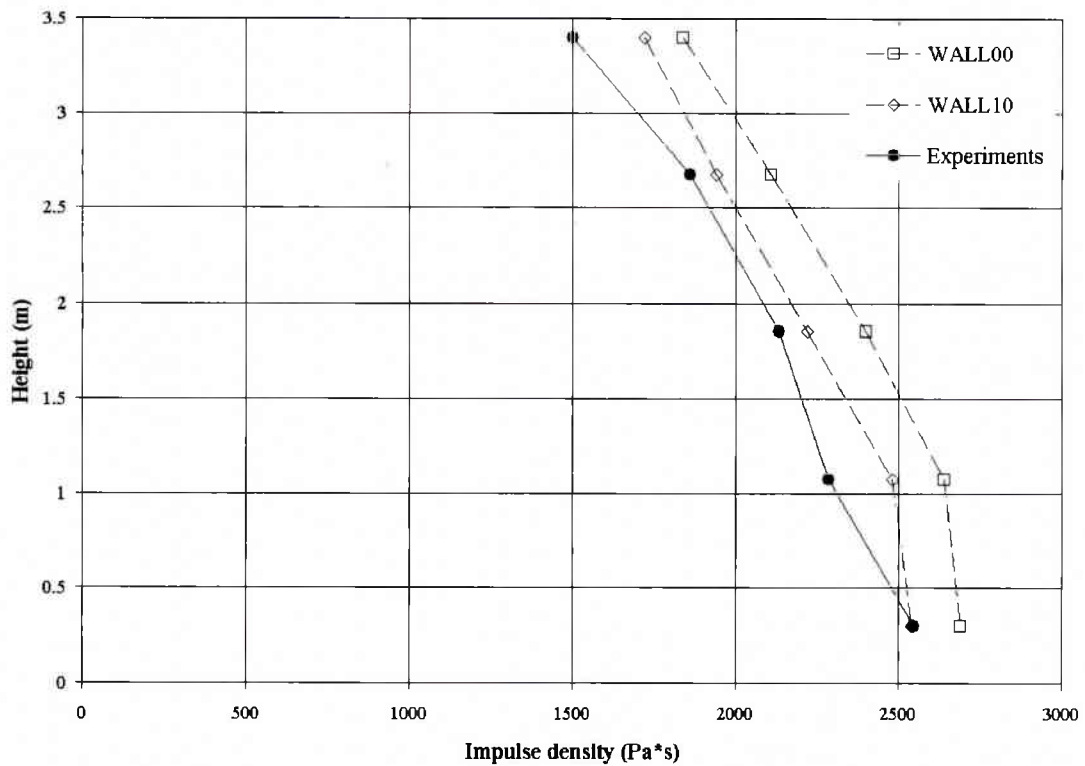
Figur 4.4. Principfigur av beräknat tryck vid fyra olika tider under simulering av stötvågsutbredning från 48 kg sfärisk hexotol/trotylladdning. Observera att samma färgskalning inte har använts vid de olika tidpunkterna. Ytan till vänster i modellen utgörs av en stel vägg, markplanet resprenteras av modellens underkant och högra ytan är symmetriplan.

Modell "WALL00" är en modell med Eulerformulering för lösningen. Denna modell har en beräkningstid på drygt 30h då stötvågen beräknats fram till 5.8ms efter detonation. Modellen består av 370×650 element, med höjden 3700 mm och radien 5400 mm. Elementen är 10 mm höga och 8.3 mm långa i radiell riktning. Längs övre kanten, i jämnhöjd med provbänkens kant, finns ett "outflow" randvillkor. Även här överfördes resultat från 1D-modellen för ett 48 kg klot av hexotol/trotyl, i detta fallet var avståndet till marken endast 0.85 m. Modellen modifierades sedan till att använda Euler-FCT istället, varvid en ny "mapping" från 1D till 2D gjordes. Detta för att erhålla endast ett material i modellen, benämnd "WALL10". Detta resulterade inte i någon större tidsbesparing, 5.9 ms stötvågsdata beräknades på 29 h. Modellen med Euler-FCT processorn ("WALL10") gav 10-20% lägre tryck än modellen ovan ("WALL00"). Beräknade tryck och impulser för modellerna, samt jämförelse med försöksdata finns redovisade i fig. 2.5 och fig. 2.6.

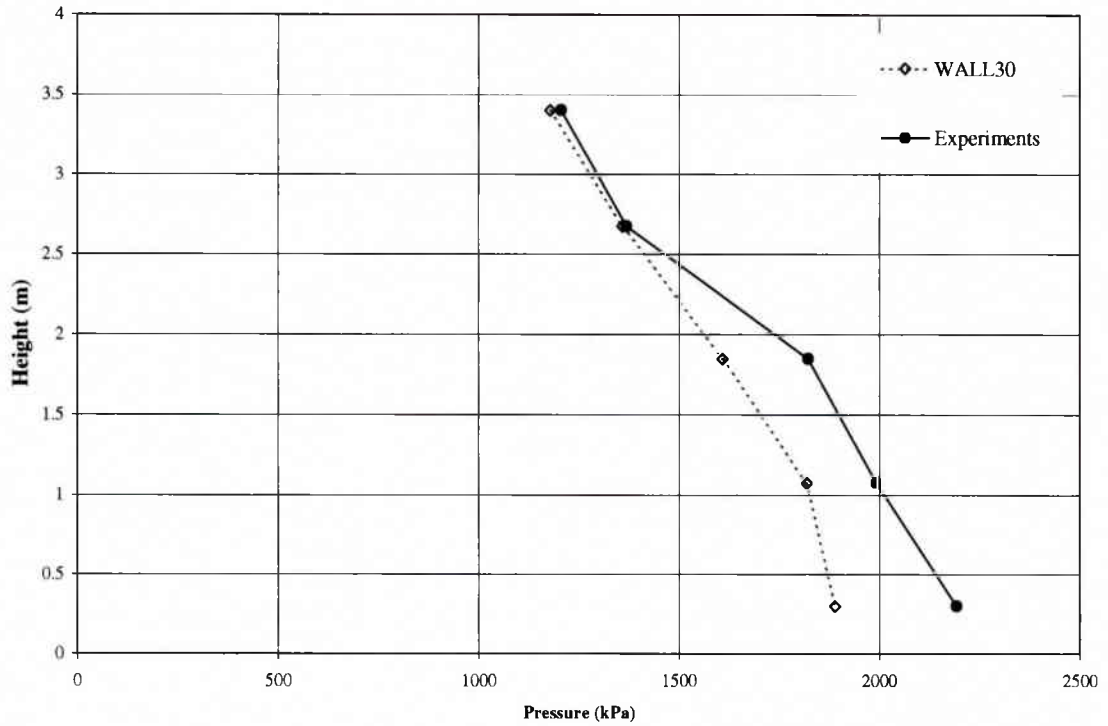
En ny modell ("WALL30") med 370×800 Euler-FCT-element definierades för att representera en laddning på avståndet 6.6 m och 1.0 m från markplanet. Detta fall används för att beräkna trycket i försöken med tegelväggen och den stela väggen på samma avstånd. Anledningen till det ökade antalet element var att samma elementstorlek som för ovanstående modeller eftersträvades. Beräknade tryck och impulser för modellen, samt jämförelse med försöksdata finns redovisade i fig. 2.7 och fig. 2.8. I fig. 2.9 redovisas trycket mitt på väggen som funktion av tiden. Denna kurva har sedan använts i strukturanalysen nedan.



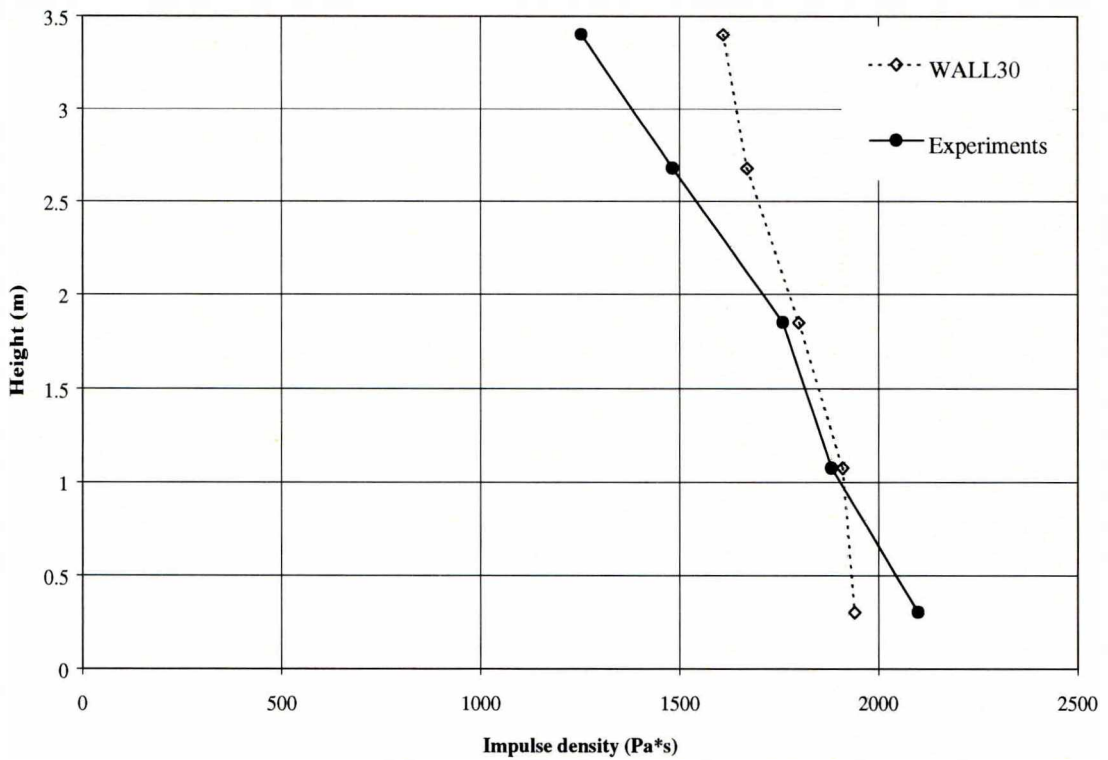
Figur 4.5. Beräknat maximalt tryck jämfört med experimentella data för de olika mätpunkterna i väggen vid avståndet 5.4 m från laddningen.



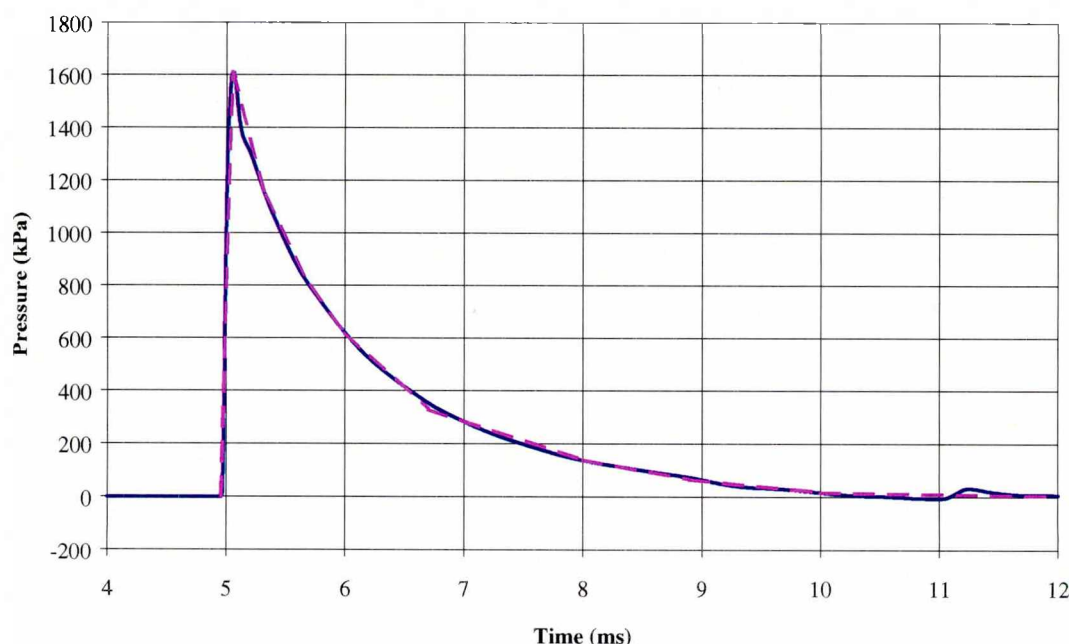
Figur 4.6. Beräknad maximal impulsdensitet jämförd med experimentella data för de olika mätpunkterna i väggen vid avståndet 5.4 m från laddningen.



Figur 4.7. Beräknat maximalt tryck jämfört med experimentella data för de olika mätpunkterna i väggen vid avståndet 6.6 m från laddningen.



Figur 4.8. Beräknad maximal impulsdensitet jämförd med experimentella data för mätpunkterna i väggen vid avståndet 6.6 m från laddningen.

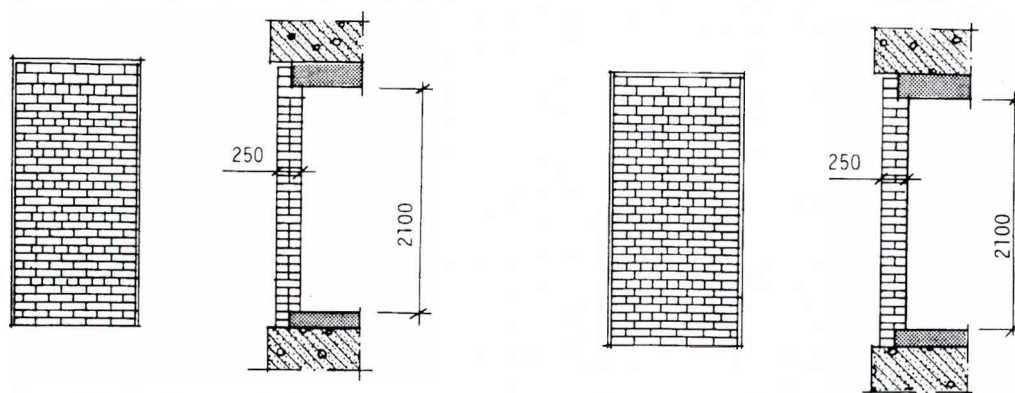


Figur 4.9. Beräknat tryck mitt på tegelväggen som funktion av belastningstiden för modellen "WALL30" med 48 kg laddning på avståndet 6.6 m, heldragen linje. Streckad linje utgör indata till strukturanalysen nedan.

#### 4.9 Tvådimensionell modell av struktur

Målsättningen med simuleringarna har varit att studera möjligheterna att uppskatta responsen hos väggelement utsatta för explosionslast. Ytterligare arbete krävs för att erhålla verifierade numeriska resultat, som går att jämföra med erhållna försöksdata. I dessa fallen finns det mycket stora osäkerheter i de ingående materialens egenskaper. Då skillnaden i materialegenskaper mellan rött håltegel och gult massivtegel är relativt liten, har bara en materialmodell används för de inledande simuleringarna. Detsamma gäller för de ingående bruken. De använda modellerna för de inledande beräkningarna är baserade på rött håltegel och det bruk, som användes till detta.

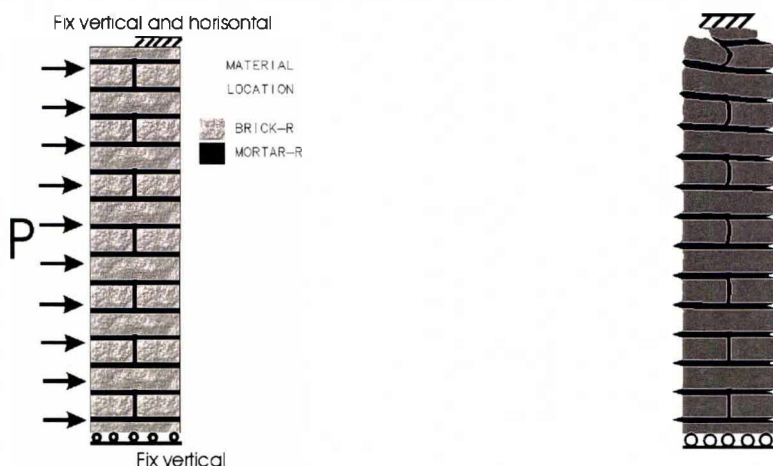
De provade väggelementen i tegel var 2.1 m höga mellan upplagen och den övre halvan av elementen modellerades och användes i simuleringarna. Upplagen i ovan- och underkant är inte helt identiska i försöken, se fig. 4.10. Detta har försumrats i dessa modellerna. Den övre halvan valdes pga. att upplaget i överkanten var något vekare än i underkanten av tegelväggen.



Figur 4.10a. Geometrin för försök Typ I, Figur 4.10b. Geometrin för försök Typ II, med var fjärde skift bindande.

Den beräknade modellen, BRICK0, bestod av 50×140 element. Horisontella fogar är i modellen 15 mm höga och vertikala fogar är 10 mm breda. Elementen i väggen är 7.5 mm höga och 5 mm breda, storleken är vald så att fogarna ska motsvara två element i bredd. Detta resulterar i att tegelstenarna blir 250×120×60 mm i modellen, dvs något lägre än det nominella måttet på 62 mm. Detta har ansetts vara försumbart. I modellen är varannat skift bindande. Längs ovankant, över halva väggjockleken har förskjutningarna låsts i vertikal och horisontell riktning, se figur 2.11. På framsidan av väggelementet har beräknat tryck från beräkningen WALL30 använts som randvillkor, se figur 2.9 ovan. Det beräknade trycket i mittpunkten av plattan har lagts över hela frontytan.

Modellen använde icke tryckberoende hållfasthet enligt tabell 2.1, detta resulterade i att väggens respons inte blev korrekt. Väggs globala respons i försöken var knäckning vid halva höjden, i simuleringen utbildas ett skjuvbrott i övre delen av väggen. Simuleringen ger även materialbrott i stora delar av modellen, detta tyder på för låg hållfasthet för de ingående materialen. dessutom skjuvades övre hörnet i modellen av, detta pga att denna inte hade något stöd ovanifrån, se figur 2.11 nedan. Vid kontroll av försöksresultat visade det sig att skadan vid väggens främre hörn var ett sannolikt beteende för väggen. Vid de fortsatta studierna kommer tryckberoende hållfasthet att utnyttjas för murbruk och tegel.



Figur 4.11a Material och randvillkor för Figur 4.11b Brottfigur för modell BRICK0 modell BRICK0

#### 4.10 Simulering med LS-DYNA

Med LS-DYNA går det att använda Euler med flera material i tredimensionella beräkningar. Det går även att hantera kopplingen mellan fluid och struktur på ett flertal sätt. Beräkningsmässigt kräver detta mycket datorkapacitet och det är därför viktigt att kontaktytan definieras på lämpligt sätt. Detta så att inte onödigt många noder beaktas.

Den tillgängliga datorn (233 MHz Digital Alpha med 160 MB minne) visade sig inte kunna hantera numeriska modeller med ett tillräckligt antal element. för att kunna göra jämförelser med de angivna försöken och simuleringarna med Autodyn. För att kunna hantera fluidberäkningar bör tillgängligt minne vara minst 1 GB med en snabbare processor.

Numeriska modeller för att studera principen har dock provats. Ett problem var att beskriva närområdet kring en laddning med tillräckligt stor noggrannhet, samtidigt som modellen har tillräckligt stort antal element för att ta hänsyn till stötvågsutbredningen fram till omgivande strukturer eftersom tidssteget för beräkningen bestäms av det minsta

elementet i modellen. Delvis går detta att undvika genom att dela upp modellen i delområden och eliminera områdena närmast laddningen i ett senare skede av beräkningen. Detta kan dock ge upphov till felaktigheter om det görs på ett olämpligt sätt.

#### 4.11 Slutsatser

Det finns goda möjligheter att simulera stötvågsutbredning i fluider med ovanstående metoder. Man måste dock vara medveten om de begränsningar som metoderna har. Vid simuleringar har tryck och impulser från stötvågen kunnat beräknas med relativt god överensstämmelse trots att endast ett fåtal försöksdata har funnits tillgängliga. Den stora skillnaden har varit belastningstiden, denna har varit mycket längre i de numeriska modellerna. Detta kan bero på att i den numeriska modellen är trycket långsamt avtagande, men i försöken finns det störningar som ger ett mer varierande tryck.

Metoden som används i Autodyn för att överföra data från 1D-modeller till 2D-modeller, respektive 2D- till 3D-modeller har visat sig vara bra för att reducera beräkningstider. Det går även att föra över data mellan olika 2D-modeller. Om laddningens geometri behålls oförändrad kan samma 1D-modell användas som utgångspunkt för ett stort antal försök. Är även placeringen på samma höjd är det möjligt att föra över data mellan olika 2D-modeller, dvs beräkning görs för frifältsutbredning för att sen mappas över i 2D eller 3D-modell med begränsningar för angränsande strukturer när stötvågen når fram till dessa. Det är antagligen acceptabelt att beakta trycket, som en jämnt utbredd last över ytan vid studier av enskilda komponenter och väggelement, dock kan detta resultera i felaktigheter i strukturrensen i vissa fall. Detta bör beaktas vid noggrann analys av en struktur, speciellt större strukturer, som inte belastas av en plan stötvåg.

Det visade sig att tillgänglig datorkapacitet för simulering med LS-DYNA inte var tillräcklig för att simulera de utvalda försöken. Detta gör att det för närvarande inte går att göra några jämförande studier mellan Autodyn och LS-DYNA. Detta är ett lämpligt arbetsområde för framtida numeriska simuleringar.

Vid framtida simuleringar bör egenskaperna hos de ingående materialen beskrivas noggrannare. För denna studien har främst möjligheterna att lösa problemen numeriskt studerats och därför användes enkla materialmodeller vid simuleringarna.

I en senare fas är det lämpligt att framtida studier inriktas mot att studera mer komplicerade strukturer. Det finns ett visst underlag från tidigare genomförda försök, som simuleringarna kan baseras på. Det är även nödvändigt att genomföra simuleringar i tredimensionell geometri för att bestämma påverkan från de förenklingar, som är genomförda för de tvådimensionella modellerna. I vissa fall kan denna påverkan bli betydande.

## 5 MATERIALMODELLERING

### 5.1 Allmänt

Under arbetet med numerisk simulering av experiment har ett antal materialmodeller prövats, så att slutsatser kunnat dras beträffande modellernas användningsområden. Således har för LS-DYNA, "Winfrith"-modellen dömts ut för de höga töjningshastigheter som uppträder vid penetration och perforation. Arbetet har påbörjats med att pröva en ny modell, #72: "Concrete Damage" för dessa ändamål. Vid simuleringar med AUTODYN, har en ny modell, "RHT-modellen" utvecklad vid EMI implementerats. Denna modell har använts för penetration och perforation med goda resultat.

### 5.2 Winfrith-modellen. LS-DYNA

"Winfrith-modellen" har utvecklats vid AEA ("Atomic Energy Agency") i Winfrith Technological Centre i Dorchester, England. Syftet med utvecklingen av denna modell var att få fram en modell, som skulle kunna användas vid kontrollberäkningar av betonginneslutningar av tryckvattenbehållare i kärnkraftverk. Stora krav ställdes på beräkning av sprickutbredning och sprickstorlekar. Modellen verifierades med ett stort antal försök med stötblastningar av fallande kroppar. Flera rapporter om användning och verifiering har publicerats, se Broadhouse et al. [5-1] - [5-6].

Modellen är baserad på Ottosens modell, se [5-7]. Den är en "konsult"-modell i den bemärkelsen att den endast kräver materialdata, som kan erhållas med standardiserade provningsmetoder eller hämtas i litteraturen. Erforderliga data är således drag- och tryckhållfasthet hos betongen, ett uppskattat värde på Poisson's tal, elasticitetsmodulen, armeringsinnehåll i tre riktningar, samt ett konstitutivt samband mellan hydrostatiskt tryck och volymetrisk töjning. Detta samband kan ges som en tabell eller kan ett givet samband baserat på tryckhållfastheten användas. Materialets seghet definieras med brottenergin enligt CEB, se [5-8]. Ballaststorleken ges för att beräkna ett bidrag till skjuvhållfastheten i sprucken betong.

Det speciellt attraktiva med modellen är att den försöker ta hänsyn till materialets förändrade egenskaper vid dynamisk belastning. Detta sker genom förstärkning av brottvillkoren vid drag och tryck samt E-modul. Förstärkningen följer rekommendationer av CEB baserade på ett stort antal försöksresultat sedan 1917. Se Bishop, Perry 1991, [5-9]. Inga försöksresultat finns för högre töjningshastigheter än 100/s. Vid penetration av fragment och projektiler i betong kan töjningshastigheter >10000 /s förekomma. Winfrith-modellen är ej validerad för sådana töjningshastigheter. Modellen har ej heller något erosionsvillkor baserat på skada eller plastisk töjning, som har visat sig vara nödvändigt för numeriskt robusta lösningar i samband med penetration och perforationssimuleringar. Den är inte heller verifierad för högpresterande betong.

Winfrith-modellen har använts vid FOA, inst. för material och skydd sedan 1997. Det huvudsakliga användningsområdet var plattor utsatta för explosionsbelastning, balkar utsatta för stötblastning av fallande kroppar, samt även penetration i och perforation genom en högpresterande betong med namnet Densit. Även konsultuppdrag med förhöjda töjningshastigheter har förekommit.

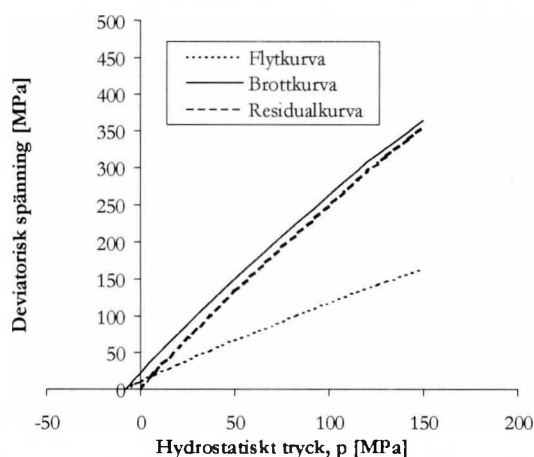
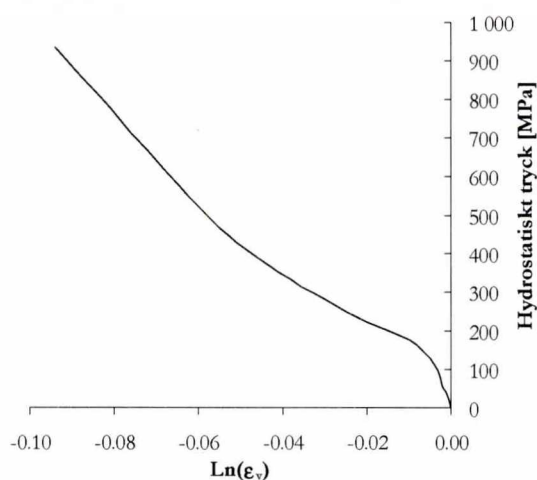
Sedan 1999 har modellen implementerats som standard i LS-DYNA 9.50. Den är mycket användbar inom det lägre töjningshastighetsområdet < 100/s. En insats för att lägga valet av töjningshastighetseffekten i användarens händer skulle öka användbarheten. Dock är betongens egenskaper vid de höga tryck och töjningshastigheter, som är aktuella vid projektilpenetration och perforation fortfarande okända.

### 5.3 Modell #72: "Concrete Damage". LS-DYNA

Med utgångspunkt från materialtyp #16; "Pseudo Tensor", har konsultföretaget Karagozian & Case vidareutvecklat en materialmodell för betong på uppdrag av "Defense Nuclear Agency", se Crawford et al 1997, [5-10] och Malvar et al 1997, [5-11]. Den ingår numera i LS-DYNA:s standardmaterialbibliotek under benämningen #72; "Concrete Damage". Ytterligare förbättringar har införts av K&C men dessa är ännu ej inlagda i LS-DYNA.

Med hjälp av en tillståndsekvation ges ett sambandet mellan volymetrisk töjning och hydrostatiskt spänningstillstånd, se fig.5.1. Tillsammans med materialtyp #72 kan endast LS-DYNA tillståndsekvation #8: "Tabulated Compaction", #9: "Tabulated" eller #11: "Tensor Pore Collapse" användas.

För spänningstillstånd med hydrostatiska tryck lägre än en tredjedel av enaxiell tryckhållfasthet, bestäms samtliga hållfastheter utifrån enaxiell draghållfasthet och för högre hydrostatiska tryck bestäms flyt-, brott- och residualhållfastheten utifrån enaxiell tryckhållfasthet, se fig.5.2. För negativa hydrostatiska tryck införs ytterligare en begränsning s.k. "Pressure Cutoff".



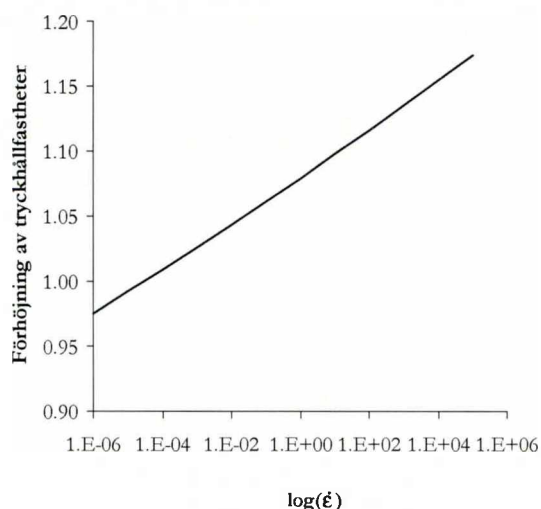
Figur 5.1. Exempel på tillståndsekvation      Figur 5.2. Exempel på hållfasthetskurvor

För att interpolera mellan dessa hållfasthetskurvor och för att flytta den hydrostatiska tryckbegränsningen används en interpolationsparameter, som beskriver "hårdnandet" (från flyt- till brottkurvan) respektive "mjuknandet" (från brott- till residualkurvan). Hur denna interpolationsparameter varierar styrs i sin tur av den ackumulerade skadegraden i materialet, som bla beror av plastisk töjning, volymtöjning och brottenergi. Hastighetseffekter kan inkluderas i modellen genom en användardefinierad kurva fig. 5.3.

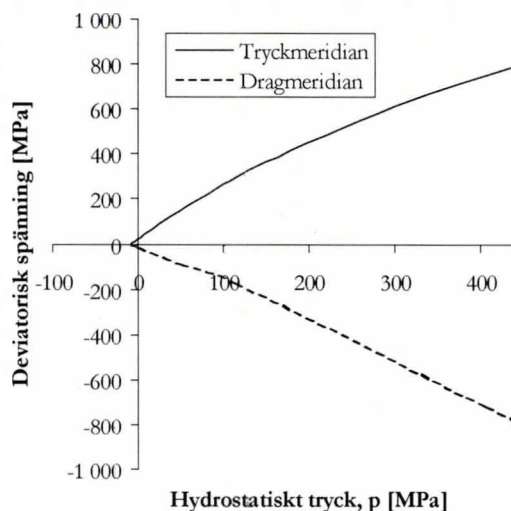
Så långt har modellen beskrivits med s.k. tryck- och dragmeridianerna, men vi behöver en kontinuerlig materialbeskrivning i det tredimensionella spänningsrummet, för att kunna hantera godtyckliga spänningskomponenter. I originalmodellen #16, åstadkoms detta genom rotation av tryckmeridianerna, se fig. 5.2, runt den hydrostatiska axeln samt att införa en dragspänningsbegränsning; "Tensile Cutoff", eftersom betong har en avsevärt mycket lägre draghållfasthet vid negativa och låga hydrostatiska tryck.

I materialmodellen #72 löses detta istället genom att variera rotationsradien för tryck- och kompressionsmeridianen runt den hydrostatiska spänningssaxeln mha en funktionen som beror av det hydrostatiska spänningstillståndet och rotationsvinkeln, se fig. 5.4, vilket

bättre beskriver materialets beteende. Detta eliminerar dessutom behovet av den extra dragspänningsbegränsningen, "Tensile Cutoff"



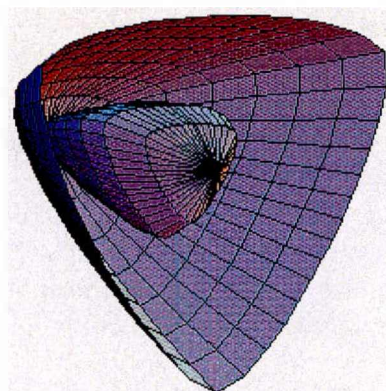
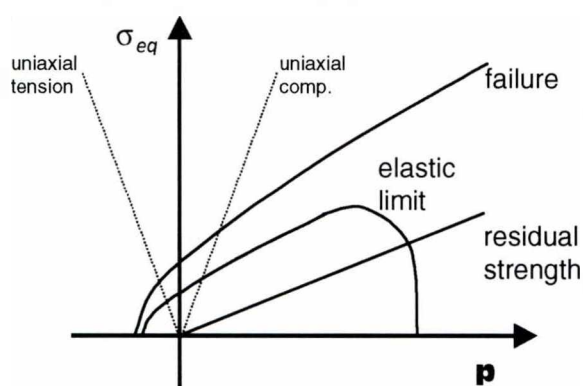
Figur 5.3. Exempel på töjningshastighetens inverkan på hållfastheten (Abscissa:  $\log e_p$ )



Figur 5.4. Exempel på spegling i den hydrostatiska tryckaxeln av tryck- till dragmeridianen

#### 5.4 RHT-modellen AUTODYN

"RHT-modellen" används för betong vid numeriska simuleringar med AUTODYN. Modellen och materialparametrar för standardbetong finns beskrivna i Riedel et al 1998, [5-12], Riedel et al, 1999 [5-13]. Materialbeskrivningen baseras på spänningstensorns tre invarianter vid bestämning av elastisk gränsyta, brottyta hos det intakta materialet och resthållfasthet hos det krossade materialet, se fig.5.5. Hållfasthetens tryckberoende anges på normerad form enligt ekv. (5.1). Reducering av hållfastheten vid sidan om tryckmeridianen anges enligt ekv. (5.2a)-(5.2c). Med modellen beaktas även den aktuella belastningshastigheten, se ekv. (5.3), samt begränsning av den elastiska ytan (eng. "cap"). De olika effekterna anges som faktorer enligt ekv. (5.4), där  $f=0$  ger värden på brottytan. Ekvationer och diagram ur Riedel [5-12].



Figur 5.5. Meridianer och ytor för elastiskt-, brott- och resthållfastheter. Ur [5-12].

$$Y_{TxC(p)}^* = \frac{Y_{TxC(p)}}{f_c} = A_{fall} + B_{fall} \cdot [p^* - (p_{spall}^* F_{Rate})]^{N_{fall}} \quad (5.1)$$

$$R_3(\theta) = \frac{2(1-Q_2^2)\cos\theta + (2Q_2-1)[4(1-Q_2^2)\cos^2\theta + 5Q_2^2 - 4Q_2]^{1/2}}{4(1-Q_2^2)\cos^2\theta + (1-2Q_2)^2} \quad (5.2a)$$

$$\theta = \frac{1}{3}a \cos\left(\frac{27\det(S)}{2\sigma_{eq}^3}\right) \quad (5.2b)$$

$$Q_2 = Q_{2,0} + BQ \cdot p^* \quad \text{with } 0.51 \leq Q_2 \leq 1 \quad (5.2c)$$

$$F_{RATE}(\dot{\epsilon}) = \begin{cases} 1 + R_1 \log \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0} & \text{for } \dot{\epsilon} < \dot{\epsilon}_{limit} \\ 1 + R_2 \log \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0} & \text{for } \dot{\epsilon} > \dot{\epsilon}_{limit} \end{cases} \quad (5.3)$$

$$f(p, \sigma_{eq}, \theta, \dot{\epsilon}) = \sigma_{eq} - Y_{TxC(p)} F_{CAP(p)} R_{3(\theta)} F_{RATE}(\dot{\epsilon}) \quad (5.4)$$

Den elastiska gränsytan bestäms genom parametrarna PREFACT, COMPRAT och TENS RAT. Parametern PREFACT anger kvoten mellan ursprunglig skjuvmodul och skjuvmodulen efter att den elastiska ytan passerats. Parametrarna COMPRAT och TENS RAT anger förhållandet mellan elastisk tryckgräns och tryckhållfasthet, respektive elastisk draggräns och draghållfasthet.

Skador i materialet tillväxer efter att brottytan har nåtts enligt ekvationerna (5.5a)-(5.5b). Därefter sker en interpolation mellan hållfastheten för det intakta materialet ( $D=0$ ) och ett helt skadat material ( $D=1$ ) enligt ekv. (5.6), beroende på den ackumulerade skadan.

$$D = \sum \frac{\Delta \epsilon_p + \Delta \mu_p}{\epsilon_p^f + \mu_p^f} \quad (5.5a)$$

$$\epsilon_p^f + \mu_p^f = D_1 (p^* - p_{spall}^*)^{D_2} \geq EFMIN \quad (5.5b)$$

$$Y_{fric}^* = B_{fric} \cdot p^{*N_{fric}} \quad (5.6)$$

Tillståndsekvationen (EOS) är baserad på "P- $\alpha$ -modellen". Denna är publicerad av Herrman 1969, [5-14] samt finns beskriven bl a i Autodyn-manualen 1999, [5-15]. Det solida materialets beteende ges av ekv. (5.7), medan den porösa kompaktionen skalas mot porositeten  $\alpha$  i ekv. (5.8). Kompaktionen,  $\alpha(p, e)$ , beskriver det porösa materialets beteende mellan trycket för porkollaps ( $p_{crush}$ ) och trycket vid full kompaktering ( $p_{lock}$ ).

$$p = A_1 \mu + A_2 \mu^2 + A_3 \mu^3 \quad \text{with } \mu = \frac{p}{\rho_0} - 1 \quad (5.7)$$

$$p = f(\rho, e) \xrightarrow{\text{porous}} p = f(\rho \alpha, e) \quad \text{with } \alpha = 1 + (\alpha_{init} - 1) \left[ \frac{p_{lock} - p}{p_{lock} - p_{crush}} \right]^n \quad (5.8)$$

För att erhålla numeriskt stabila resultat, har det visat sig att en erosionstörning på 300% är lämplig att använda vid simuleringar med AUTODYN. Lägre värden på erosionstörningen påverkar resultaten från beräkningarna. Använda materialparametrar framgår av tab. 8.1. Det finns stora osäkerheter i värdena för de använda materialparametrarna för denna betong, då det finns ett mycket begränsat antal provningar tillgängliga. De aktuella värdena har tagits fram genom uppskattningar och jämförelser med andra betongtyper.

## 6 BALLISTISKA EXPERIMENT MOT FIBERBETONG

### 6.1 Allmänt

Stålfiberarmerad betongs motståndsförmåga mot perforation av fragment med hög hastighet har undersökts. Orsaken till intresset för stålfiberbetong är uppfattningen att reflekterade dragvågor i spröda material, ger avsevärda bidrag till skadorna vid dessa belastningar. Den ökade brottenergi, som stålfiberarmerad betong har, skulle kunna ge ett bättre skydd mot penetration vid höga hastigheter. Dessa och kommande experiment och simuleringar avser att ge underlag för kvantifierade bedömningar av detta.

Stålfiberarmerade betongplattor utsatta för snabba transienta jämnt fördelade belastningar från luftstötstångar har studerats experimentellt och numeriskt i tidigare projekt, se Ågårdh, et al 1997 [6-1]-[6-4], Ågårdh, Magnusson 1999,[1-12]. I Bryntse 1997, [6-5], presenteras resultat av perforation genom betongplattor med både fiberarmering och konventionell armering. Dessa experiment har simulerats numeriskt med LS-DYNA, se Ågårdh, Laine 1998 [1-15].

Resultaten från försöksserien 1997 avsåg betongplattor med både konventionell armering och stålfiberarmering. Syftet med den föreliggande experimentserien var att komplettera med resultat från enkla och dubbla plattor, båda typerna utan konventionell armering. Den konventionella armeringen ledde till en styrning av skadorna till kvadratiska hål, vars storlek begränsades av armeringsstångerna. Armeringen bedömdes som en försvagning av plattorna för denna typ av belastning på så sätt att stora kvadratiska hål bildades. I föreliggande försöksomgång har därför plattor med enbart stålfiberarmering använts. Vidare användes tidigare utsågade plattor av storleken  $0,6 \cdot 0,6 \cdot 0,06$  m med ett skott i varje platta. I den här aktuella serien användes hela plattor  $1,2 \cdot 1,2 \cdot 0,06$  m med två skott i varje platta.

Ett generellt syfte med experiment är att få underlag för jämförelser med numeriska simuleringar. Resultat från noggrant genomförda försök möjliggör jämförelser med datorberäkningar med nya materialmodeller, vilket är nödvändigt för att verifiera dessas tillämpningsområden och inneboende svagheter. Simuleringar av penetration i HPC (högpresterande betong) i detta syfte har avslöjat flera svagheter i materialbeskrivningen av betong för höga tryck och höga töjningshastigheter, se Ågårdh, Hansson 1999 [6-6].

Ballistiska experiment med genombrytning av målet, "perforation", har den fördelen jämfört med penetration, att tunnare mål kan användas. Nackdelen är att resthastigheten är mera komplicerad att mäta än inträngningsdjupet och att den numeriska simuleringen även måste kunna beskriva den process, som genombrytningen utgör. Modern penetrationsmekanik i betong måste kunna hantera problemen vid inträngning, "tunneldrivning" och genomslag. Svårigheterna ligger främst i materialbeskrivningen vid de höga tryck och töjningshastigheter, som ingår i problemet. Andra problem vid numerisk simulering av penetrationsprocessen är kontaktdefinitioner, fragmentering av målet samt erosion av fragmentet.

### 6.2 Provföremål och materialprovningresultat

Provserien bestod av sammanlagt 3 plattor med dimensionerna  $1,2 \cdot 1,2 \cdot 0,06$  m, gjutna av betong av fabrikat "Optiroc". Optiroc är en brobanebetong med hög hållfasthet och slitstyrka, som levereras färdigblandad med eller utan stålfibrer. Delmängdsproportionerna enligt företagsspecifikationerna är:

Anläggningscement:	440 kg / m <sup>3</sup>
Ballast:	Porfyr 0 - 20 mm
Vatten: (tillsätts vid gjutningen)	167 kg / m <sup>3</sup>
Vattencementtal	vct = 0,38
Stålfiber: "Dramix ZC 30/50",	55 kg / m <sup>3</sup> betongmassa

Plattorna göts i december 1996. Samtidigt göts nio 150 mm kuber för bestämning av hållfasthetsdata. Materialprovningar enligt standardiserade metoder gjordes i mars 1997. Provningsen utfördes vid FOA med följande resultat:

Tryckhållfasthet (3 kuber):	79,5 ± 8,2 MPa
Spräckhållfasthet (3 kuber):	7,4 ± 0,3 MPa
Elasticitetsmodul (3 cyl)*:	52,9 ± 7,6 GPa
Densitet (3 prov)*	2330 kg/m <sup>3</sup>

\* Resultat från provningar av samma betong, gjuten vid ett tidigare tillfälle (dec 1995, provad i maj 1996 av SP).

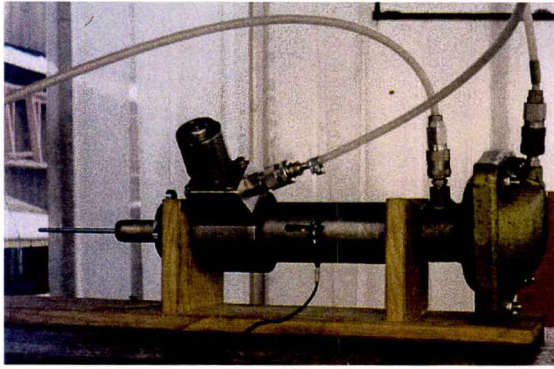
Fragmenten var av standardtyp, cylindrar med diameter = 15mm, längd = 43mm, vikt 60g. De var tillverkade av stål SS 14 25 41-3 med 0.2-gränsen 700MPa. Brottgränsen är ca 900 - 1100MPa. Materialets hållfasthetsegenskaper har ej uppmätts.

### 6.3 Mätanordningar

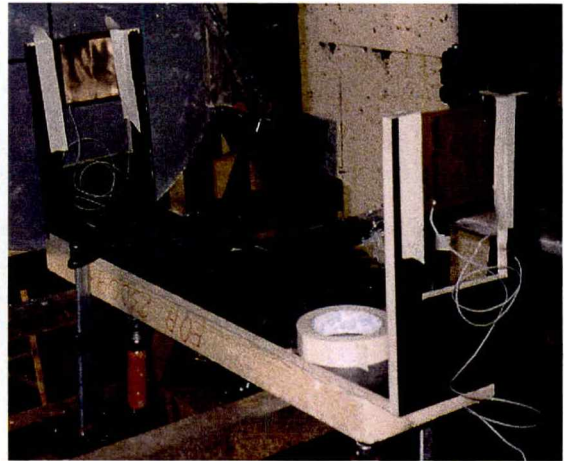
Vid experiment med perforerande fragment är det framför allt fragmentens massa och hastighet före och efter genomträngningen, som kan uppskattas. I målen kan in och utgående kraterdiameter och "tunneldiameter" mätas och dokumenteras. Fragmentens orientering före och efter genombrytningen är mera komplicerad att registrera och kräver höghastighetsfilmning eller -foto (före) och röntgenblitfotografering (efter) genomslag. I de här aktuella mätanordningarna uppmättes endast fragmentens hastighet före och efter genombrytningen med hjälp av mätrammar.

De mätrammar, som användes för att uppskatta hastigheten före anslaget bestod av två kopparblad med ett avstånd av ca 1 m, kopplade till en transientrecorder. Vid träff av respektive kopparblad registrerades tidsskillnaden så att hastigheten kunde beräknas. Vid registrering av hastigheten efter genombrott av betongplattan är en av svårigheterna att urskilja fragmentet bland allt damm och alla flygande betongbitar. Här användes två mätrammar med ljusdioder, som registrerade hastigheten hos alla bitar som passerade mätramarna. Höghastighetsvideo användes för att verifiera fragmentets läge. Lösgjorda betongbitar kan flyga iväg, och få högre hastighet än fragmentets resthastighet. Fragmentet kan även avvika vid utträdet så mycket att det går utanför kameran. Detta bidrar till problemen att noggrant bestämma resthastigheten.

I fig. 6.1 - 6.2 visas utrustning för avfyring och registrering av fragmentets anslagshastighet före genombrytning av betongplattan.



Figur 6.1. Tryckluftdriven anordning för initiering av krutladdningen.



Figur 6.2. Mätanordning för bestämning av anslagshastigheten.

#### 6.4 Utförande av de ballistiska experimenten

Plattorna placerades i en ställning ca 4 m från mynningen på kanonröret. Två skott sköts mot enkelplattan, därefter 2 skott mot dubbelplattan. Dubbelplattan bestod av två enkla plattor fixerade mot varandra med skruvtvingar. Dubbelplattan vändes 180° efter första skottet. Efter genomslaget registrerades fragment och betongsplitter med höghastighetsvideo. Hastigheten hos partiklar kunde fastställas med två ramar med lysdioder, som belystes med en ridå av laserljus. Från höghastighetsvideon kunde stålfragmenten identifieras.

#### 6.5 Resultatsammanställning

I tab. 6.1 redovisas fragmentets massa och hastighet före och efter genombrytningen. Kraterdiametrar och håldiametrar har uppmätts och redovisas i tab. 6.2.

Tabell 6.1. Restmassa och resthastighet för projektilerna

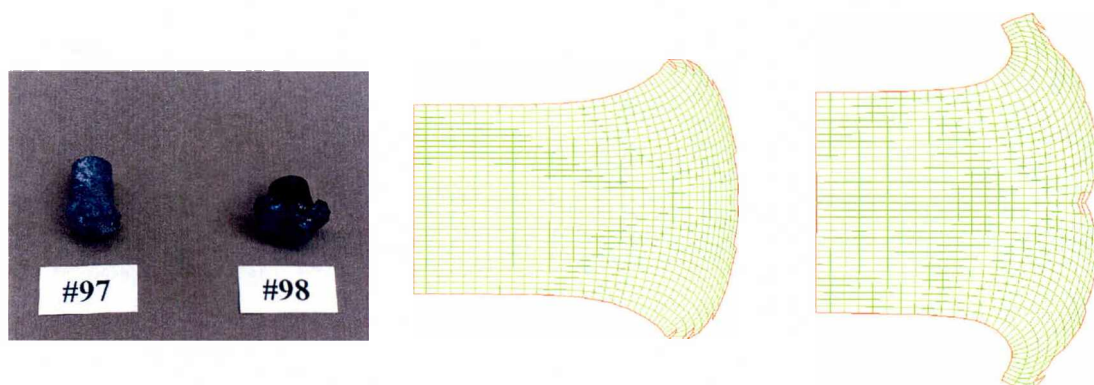
Skott nummer	Massa (g)	Anslagshastighet (m/s)	Restmassa (g)	Resthastighet (m/s)
Enkelplatta 3 fs #96	60	1637	-	1120
Enkelplatta 3 bs #97	60	1505	41	1080
Dubbelplatta 1&2 #98	60	1557	35	455
Dubbelplatta 2&1 #99	60	1421	32	418

Tabell 6.2. Måldata för skott genom enkel- och dubbelplatta i mm. (bs=baksida)

Skott nummer	Ingångshål kraterdiameter	Tunneldiameter	Utgångshål kraterdiameter
Enkelplatta 3 fs #96	160	80	165
Enkelplatta 3 bs #97	160	75	170
Dubbelplatta 1 #98	220	65	190
Dubbelplatta 2 #98	=tunnel=75	75	240
Dubbelplatta 2 #99	190	55	180
Dubbelplatta 1 #99	=tunnel=45	45	210

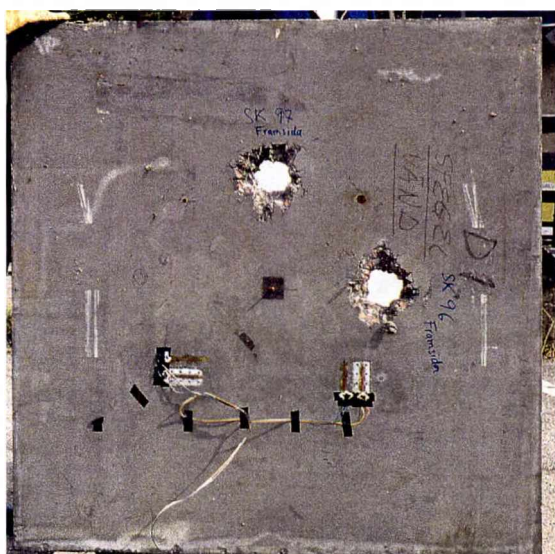
## 6.6 Fotodokumentation

I fig. 6.3 visas fragmenten från skott #97 och #98 representerande skott mot enkel- respektive dubbelplatta. I fig. 6.4a och 6.4b visas motsvarande simulerade fragment efter genombrytning. Vägning av fragmentens massa före och efter skott visar att volymen reducerats till 67 % respektive 58 % genom erosion av fragmenten.

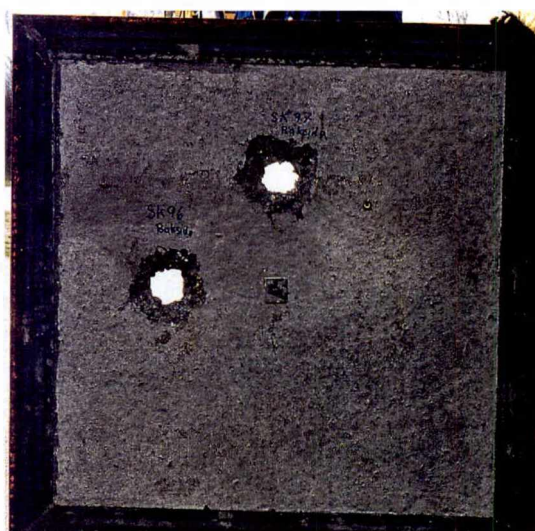


Figur 6.3. Fragment efter skott #97 och #98  
Figur 6.4a. Simulerat fragment FRAG2E  
Figur 6.4b. Simulerat fragment FRAG3E

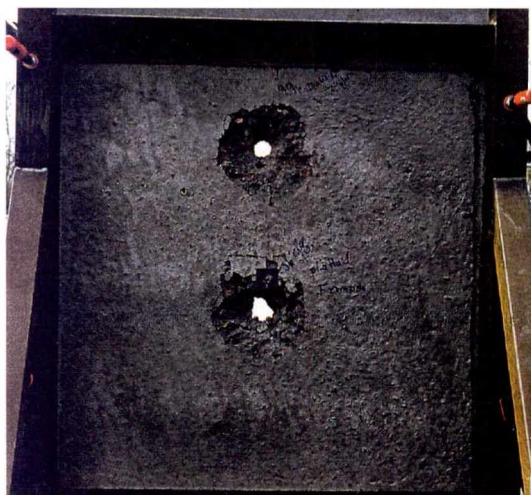
I fig. 6.5 -- fig. 6.8 visas översiktsbilder av plattorna med hål från skotten. Närbilder av hålen redovisas i fig. 6.9 -- fig. 6.20. Plattorna har beskjutits från bägge håll. Plattorna har identifierats med nummer, "Platta #1", "Platta #2" och "Platta #3". Vid fotograferingen har dock beteckningarna "platta 1" och "platta 2" använts för att markera vilken av plattorna, som placerats närmast kanonen. Det är dessa beteckningar, som har angivits på fotona.



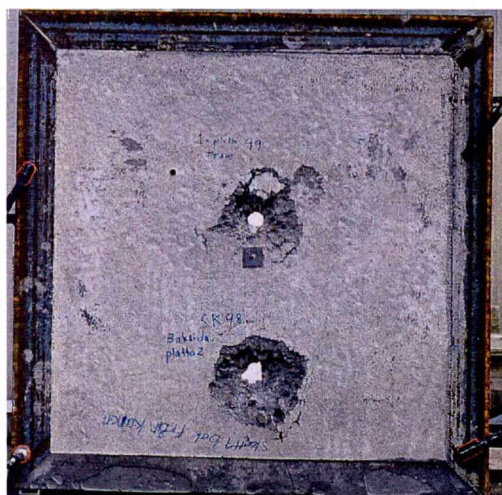
Figur 6.5. Ingångshål i platta #3



Figur 6.6. Utgångshål i platta #3



Figur 6.7. Platta #1. Ingångshål från skott #98, utgångshål från skott #99.



Figur 6.8. Platta #2. Ingångshål från skott #99, utgångshål från skott #98.



Figur 6.9. Skott #96, detalj av ingångshål i platta #3.



Figur 6.10. Skott #96, detalj av utgångshål i platta #3.



Figur 6.11. Skott #97, detalj av ingångshål i platta #3.



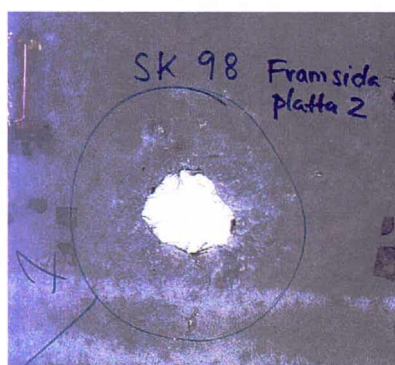
Figur 6.12. Skott #97, detalj av utgångshål i platta #3.



Figur 6.13. Skott # 98, ingångshål främre plattan. Platta #1.



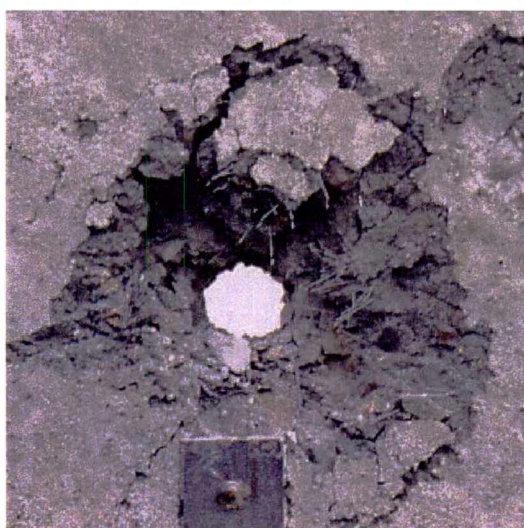
Figur 6.14. Skott # 98, utgångshål främre plattan. Platta #1.



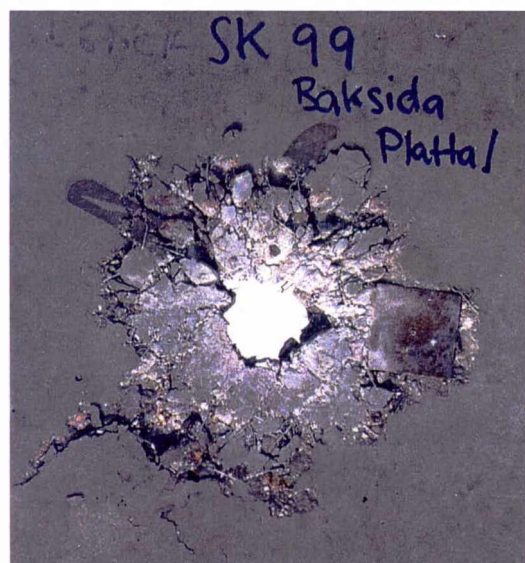
Figur 6.15. Skott # 98, detalj av ingångshål i bakre plattan. Platta # 2.



Figur 6.16. Skott # 98, detalj av utgångshål i bakre plattan. Platta # 2.



Figur 6.17. Skott # 99, detalj av ingångshål i främre plattan. Platta #2



Figur 6.18. Skott # 99, detalj av utgångshål i främre plattan. Platta #2.



Figur 6.19. Skott # 99, detalj av ingångshål i bakre plattan. Platta #1.

Figur 6.20. Skott #99, detalj av utgångshål i bakre plattan. Platta #1.

## 6.7 Resultat av experimenten

Erfarenheterna från experimenten visar i första hand svårigheten att erhålla en förutbestämd anslagshastighet. Variationskoefficienten av de fyra skott som sköts var ca 17%. (Medelvärde  $1530 \pm 91$  m/s). För att få ett pålitligt underlag för simuleringar måste därför ett stort antal skott skjutas och "outlayers" (avvikelser från specificerad anslagshastighet) sorteras bort, så att variationskoefficienten kan hållas under 1 à 2 %. I detta fall fanns ej tillräckligt många mål för att genomföra det antal skott, som skulle krävas för ett användbart medelvärde.

Erfarenheterna från tidigare motsvarande test visade att randeffekterna kan spela roll vid så små plattor som  $0.4 \cdot 0.4 \cdot 0.06$  m. För att begränsa antalet mål blir slutsatsen därför att *insatser bör göras för att minska spridningen av anslagshastigheterna*. För närvarande är det okänt hur stor andel av spridningen, som beror på registreringen av hastigheten och hur stor del som beror på laddningen, men vid tidigare registreringar angavs en mätosäkerhet av ca 5 m/s vid anslagshastigheten 1500 m/s, se Bryntse, 1997 [6-5].

Registreringen av fragmentens hastighet efter skott visar att kvoten mellan anslagshastighet och utgångshastighet för de fyra skotten blev 0.68 och 0.72 för enkelplattan samt 0.29 för båda skotten i dubbelplattan. Slutsatsen av detta är att perforeringsprocessen är relativt väl genomförd och registrerad.

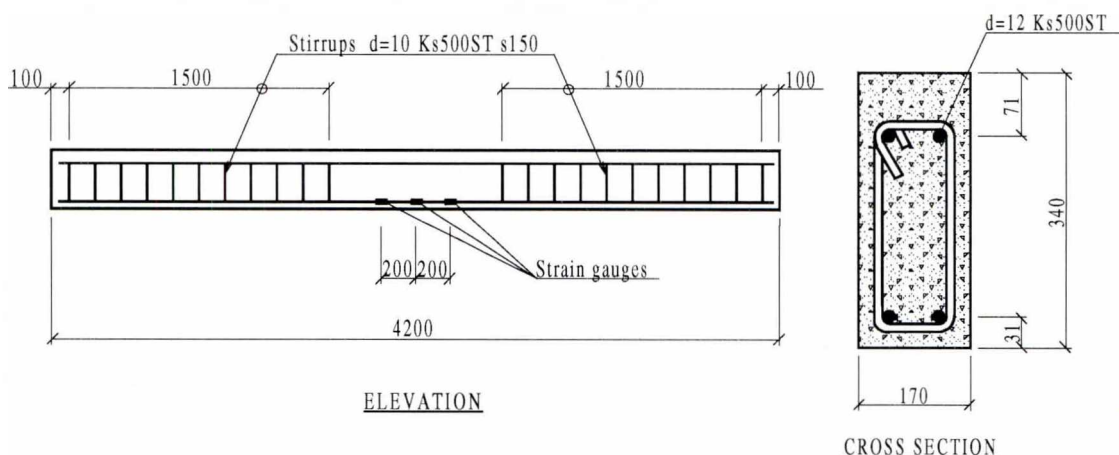
## 7 BALKAR BELASTADE MED FALLVIKT

### 7.1 Inledning och syfte

Noggrant utförda experiment är av största vikt för utvärdering och verifiering av numeriska modeller. Denna studie involverar både kvasistatisk och dynamisk belastning av armerade balkar i höghållfast betong. Syftet var att erhålla experimentella data vid töjningshastigheter på upp till  $100 \text{ s}^{-1}$  som grund för efterföljande numeriska simuleringar av betongbalkarnas respons, samt att registrera sprickinitiering och spricktillväxt. Experimenten har rapporterats i Magnusson et. al. 1999 [1-9]. Tidigare har liknande experiment utförts med mindre balkar, se Ågårdh et al, 1997 [7-1], Ågårdh, Laine, 1997 [7-2]. Här aktuella försök har rapporterats i Magnusson et al 1999, [1-7].

### 7.2 Provkroppar och försöksuppställning

Sammanlagt genomfördes försök på åtta betongbalkar med dimensioner enligt fig.7.1. Armeringen var av typ Ks500ST med en karakteristisk övre sträckgräns på 500 MPa. Kubtryckhållfastheten var 112 MPa vid tidpunkten för försöken. Övriga materialdata som bestämdes var elasticitetsmodul samt spräckhållfasthet.



Figur 7.1. Betongbalkar som användes vid försöken

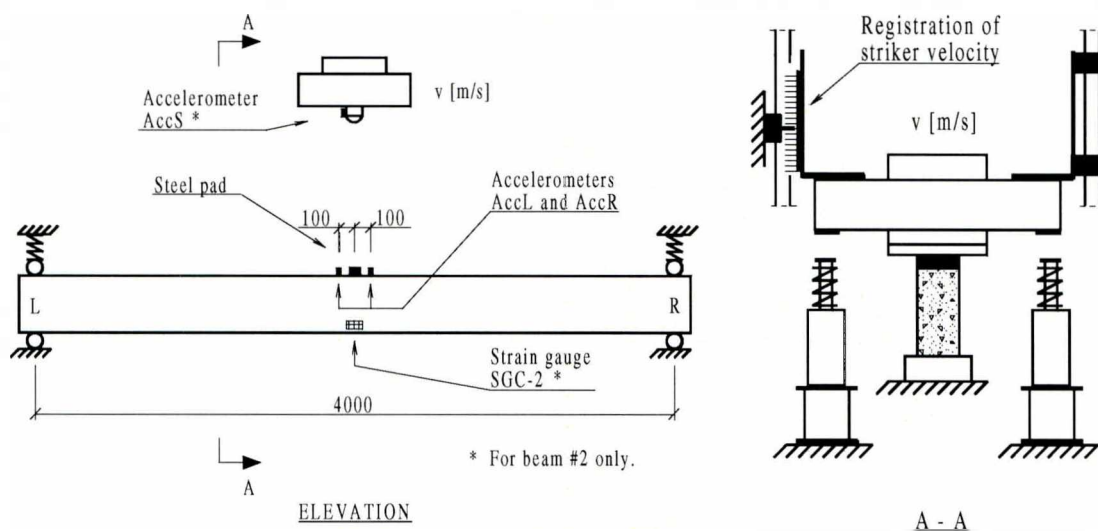
Tre av balkarna belastades kvasistatiskt och resterande balkar belastades dynamiskt. Vid de kvasistatiska försöken var balkarna fritt upplagda med spännvidden 4,0m. Belastningen bestod av två linjelaster placerade på en tredjedel av spännvidden. Sex töjningsgivare var fastsatta på dragarmeringen, dvs tre stycken på vardera armeringsjämet. Förutom töjningarna registrerades mittnedböjningen, lasten samt sprickinitieringen vid de kvasistatiska försöken.

Vid de dynamiska försöken infördes randvillkor vid balkändarna för att hindra balkändarna från att lyfta från upplagen under belastningen, se fig.7.2. Spännvidden var 4,0m. Den dynamiska belastningen bestod av en fallvikt med massan 718 kg, som släpptes från en höjd av 2,68 m och som träffade mitt på betongbalken med en hastighet av 6,7 m/s. Fallviktens huvud var utformad som en cylindrisk yta, som träffade ett stålämne fixerad mitt på balken. Stålämnet hade bredden 50 mm och tjockleken 30 mm.

Töjningarna i dragarmeringen registrerades på samma sätt, som vid de kvasistatiska försöken, dvs av sex töjningsgivare. Även balkens acceleration, fallviktens hastighet,

sprickinitieringen samt tidpunkten för kontakt mellan fallvikt och betongbalk registrerades. Vid ett försök (balk 2) användes endast fyra töjningsgivare på dragarmeringen samt två på betongytan på vardera sidan om balken. Vid detta försök registrerades dessutom fallviktens acceleration samt balkens hastighet nära dess mitt.

Hela belastningsförloppet fotograferades med en höghastighetskamera. Vid försöken användes 1000 bilder per sekund med undantag för ett försök (balk 2) där 1500 bilder per sekund användes. Kameran placerades på ett sådant sätt att balkens mittnedböjning fångades. Vidare användes samplingsfrekvensen 100 kHz vid de dynamiska försöken.



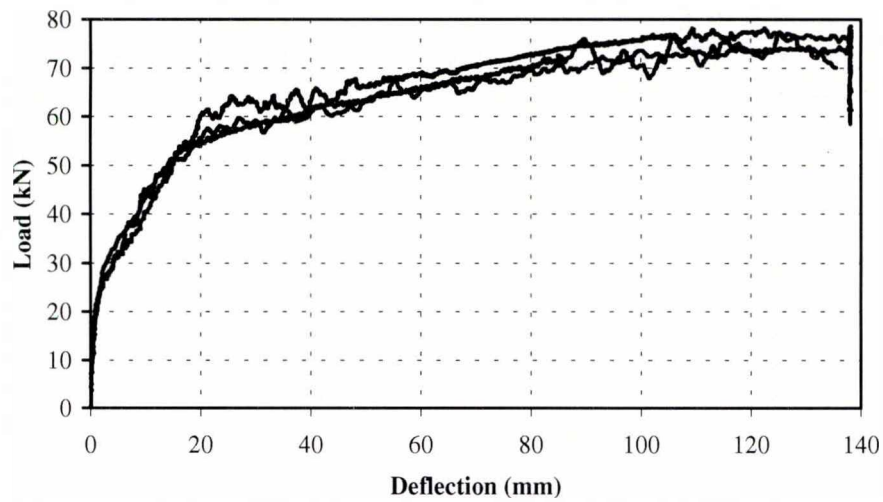
Figur 7.2. Försöksuppställningen vid de dynamiska försöken. Fallvikten i snitt A-A har just träffat balken.

Fyra stötdämpare var fixerade i golvet för att bromsa fallviktens rörelse efter belastningsförloppet. Dessa justerades i vertikalled så, att inbromsningen av fallvikten påbörjades efter 90 mm nedböjning av balkens mitt. Inställningen av dämparna är en viktig aspekt att ta hänsyn till. Meningen är att förhindra eventuella återkommande på- och avlastningar efter den inledande pålastningen, utan att införa en okänd uppbromsning under belastningsförloppet.

### 7.3 Resultat

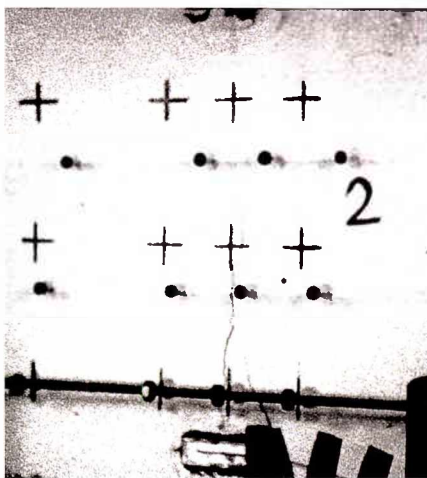
Vid de kvasistatiska försöken uppvisade de tre balkarna liknande last-nedböjningskurvor, se fig 7.3. Medelvärdet av spricklasten var 22,8 kN och medelvärdet av lasten då armeringen uppnådde sträckgränsen var 51,0 kN.

Vid de dynamiska försöken observerades från kontaktregistreringarna ett antal på- och avlastningar under belastningsförloppet. Registrering av tidpunkten för sprickinitiering under nedböjningsförloppet utfördes. Sprickinitiering skedde 0,3 ms efter att fallvikten träffat balken vid samtliga försök. Töjningshastigheten för mittgivarna på armeringsstängerna uppnådde mellan  $17 \text{ s}^{-1}$  och  $102 \text{ s}^{-1}$  i de olika försöken. Denna spridning beror på lokaliseringen av sprickorna i betongen. En spricka, som är lokaliserad mitt för en töjningsgivare ger upphov till större töjningar och töjningshastigheter. Den maximalt registrerade töjningshastigheten i betongen före uppsprickning uppnådde  $5 \text{ s}^{-1}$ .

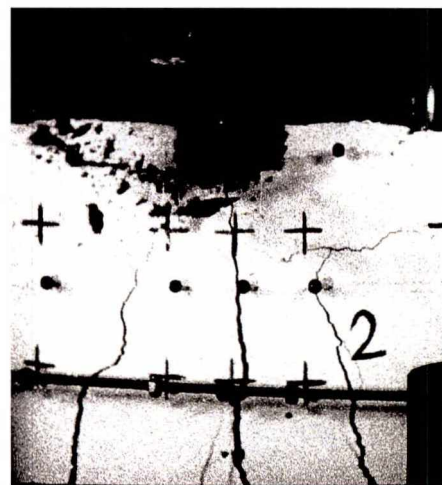


Figur 7.3. Last-nedböjningskurvor från de kvasistatiska försöken.

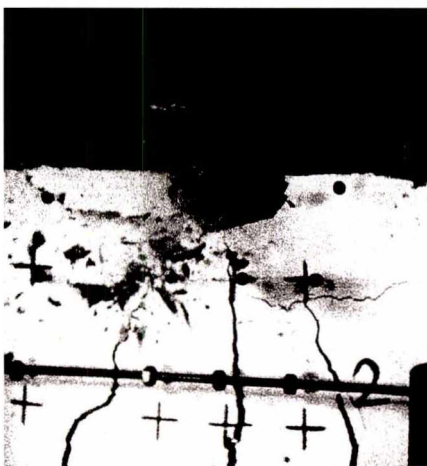
En bildsekvens tagen med höghastighetskameran under belastningsförloppet framgår av fig.7.4. Det vertikala avståndet mellan kryssen är 100 mm.



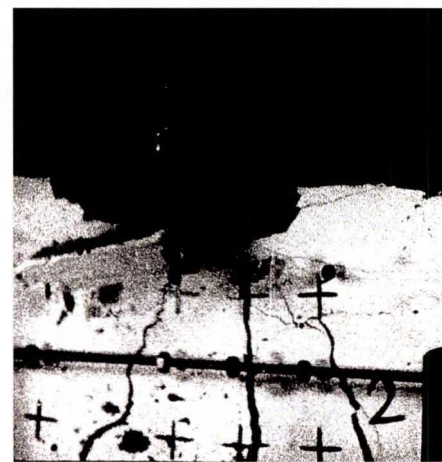
(a)



(b)



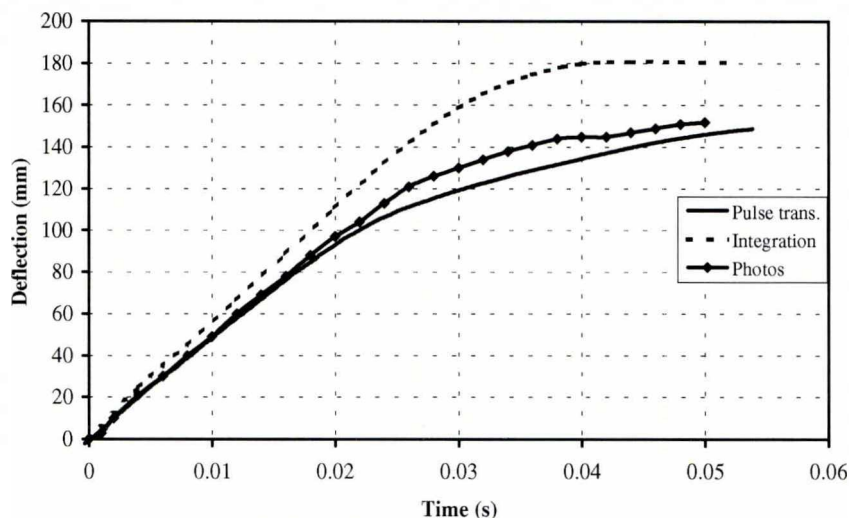
(c)



(d)

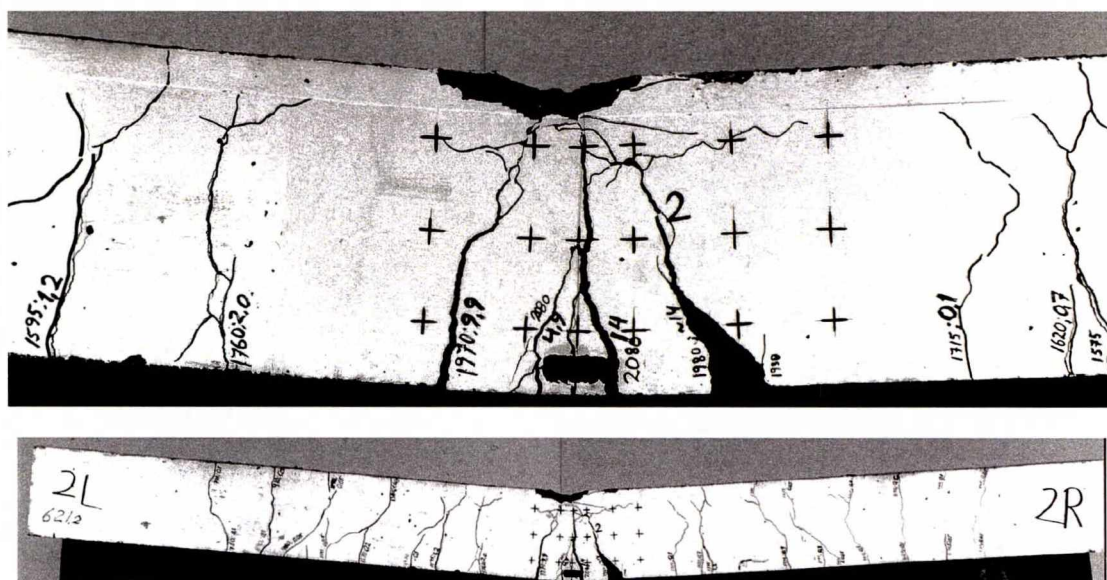
Figur 7.4. Balk 2 under dynamisk belastning. Tidsintervall i figurerna a-d: 0,6 , 20 , 30 respektive 50 ms efter påbörjad belastning.

Genom att integrera accelerationskurvorna två gånger erhöles balkens mittnedböjning. Dessutom bestämdes nedböjningen från höghastighetsfotona. I fig. 7.5 framgår mittnedböjningen framtagen med dessa två metoder, samt fallviktens vertikala förflyttning under samma tidsförlopp. Anledningen till avvikelser från den integrerade accelerationen beror på svårigheter att få tillräckligt noggranna signaler från accelerometerna.



Figur 7.5. Mittnedböjningen bestämd från fallviktens vertikala förflyttning med pulsgivaren genom integrering av accelerationskurvor samt från höghastighetsfoton.

Samtliga balkar uppvisade böjbrott vid både de kvasistatiska och de dynamiska försöken. Dessutom observerades skjuvsprickor i regionen nedanför kontaktzonen på några balkar vid de dynamiska försöken. Även sprickor på balkarnas ovansida observerades vilket tyder på höga dragspänningar från den böjvåg, som propagerar från balkens mitt mot upplagen, se fig. 7.6.



Figur 7.6. Balk 2 efter dynamisk belastning.

## 8. STRUKTURMODELLERING

### 8.1 Allmänt

Nedan visas i två explicita fall numeriska modeller av experiment. Syftet är att via simuleringar med givna data kunna förutsäga resultaten. Detta kan endast göras baserat på erfarenheter från simuleringar och jämförelser mellan uppnådda resultat med motsvarande experiment. Det första fallet är modellering och simulering av de ballistiska experimenten redovisade i kap. 6. Det andra fallet är modellering och simulering av fallförsöken på betongbalkar redovisade i kap. 7.

### 8.2 Simulering av perforation

Simuleringarna har genomförts med Autodyn 2D version 3.0.12 med EMI:s "RHT modell" implementerad som "Användar"- rutin. ("EMI" betyder Ernst Mach Institutet i Freiburg, "RHT" står för Riedel, Hiermaier, Thoma, se Riedel et al 1999, [5-13]). Fyra simuleringar har genomförts med de aktuella hastigheterna från försöken. Dessutom har skotten mot dubbla plattor simulerats både med en liten spalt mellan plattorna och med sammansatta plattor.

#### 8.2.1 Numerisk modell

Tabell 8.1. Värden på materialparametrarna vid användandet av RHT-modellen för betong med hållfasthet 80 MPa, t ex Optirock.

Parameter	Förklaring	Värde		Parameter	Förklaring	Värde
$\rho_{porous}$		2.44	g/cm <sup>3</sup>	SC5	toverc*	0.073
$c_{porous}$		2560.7	m/s	SC6	A fail	0
$p_{crush}$		80	MPa	SC7	B fail	1.6
$p_{lock}$		1000	MPa	SC8	N fail	0.61
$n$		1		SC9	Q1**	0
Solid EOS:		Polynomial		SC10	Q2	0.6805
$\rho_{solid}$		2.68	g/cm <sup>3</sup>	SC11	BQ	0.0105
A1		85	GPa	SC12	R1	0.007
A2		-171	GPa	SC13	R2	0.007
A3		208	GPa	SC14	RLIMIT	1
T1		85	GPa	SC15	PREFACT	2
Tref		300	K	SC16	TENSRAT	0.6
$c_v$		640	J/kgK	SC17	COMPRAT	0.3
SC1	G	17.2	GPa	SC18	D1	0.04
SC2	$f_c$	80	MPa	SC19	D2	1
				SC20	EFMIN	0.01
Ultimate bulk strain		300	%	SC21	B fric	0.8
Instantaneous erosion strain		300	%	SC22	N fric	0.85
Initial density		2.45	g/cm <sup>3</sup>	SC23	SOFTFLAG	2
				SC24	SHRATD	0.13
				SC25	CAPFLAG	1

\*  $F_t/F_c$  \*\*  $Q_1=0$  anger att tre-invariant inverkan ska beräknas enligt William-Warnke 1975,[16].

För fragmentet har materialmodell enligt Johnson & Cook 1985 [17] använts, se ekv. 8.1. Materialparametrarna framgår av tab. 4 nedan. Hållfasthetsegenskaperna är baserade på data från stål 4340, samt kompletterad med en erosionstjöning på 300%.

$$Y = (A + B \cdot \epsilon_p^n) (1 + C \cdot \log \dot{\epsilon}_p^*) (1 - T_H) \quad (8.1)$$

med

$\epsilon_p$  = effektiv plastisk töjning

$\dot{\epsilon}_p^*$  = normaliserad effektiv plastisk töjningshastighet

$T_H = (T - T_0) / (T - T_{\text{melt}})$

I tidigare redovisade figurer (fig. 6.3 och fig. 6.4a och 6.4b), visades foto av fragmenten efter skott, samt motsvarande simulerade fragment. Fragmentet från skott #96 kunde ej återfinnas. Efter perforation har simulerad längd och diameter uppmätts till (experimentella resultat inom parantes):

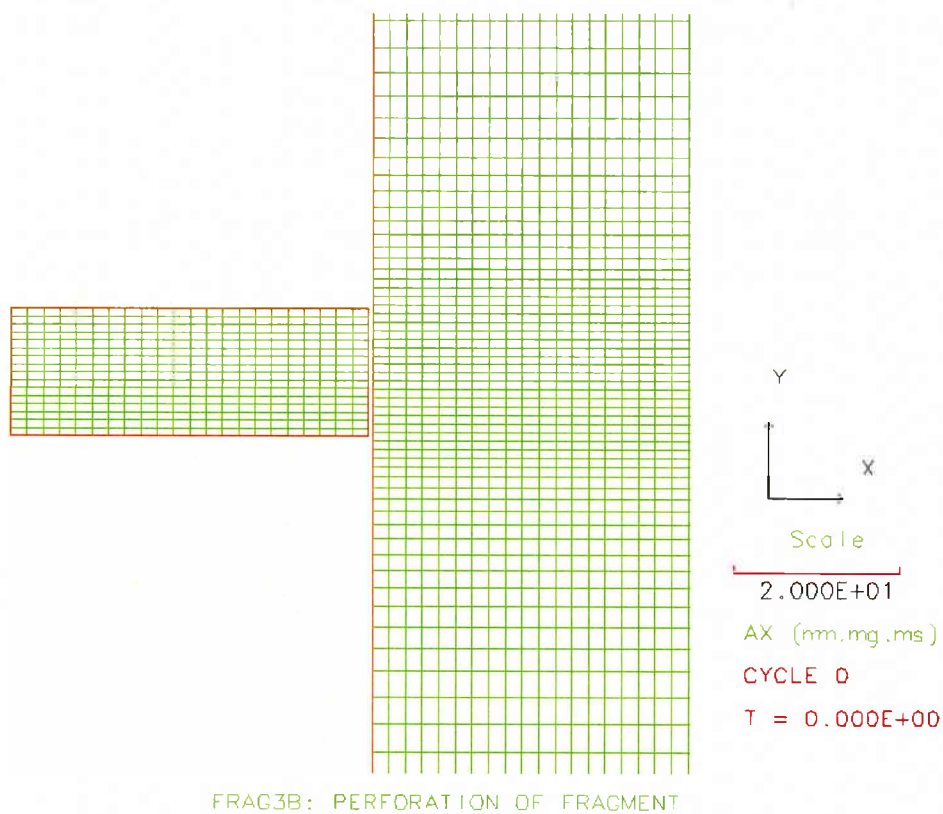
- a) Modell FRAG2E med längden 26.0 (27.7) mm och diametern 22.6 (ca 20) mm.
- b) Modell FRAG3E med längden 19.7 (ca 20) mm och diametern 25.8 (ca 26) mm.

Tabell 8.2. Parametrar till materialmodell för stål 4340 enl Johnson & Cook 1985 [8-2].

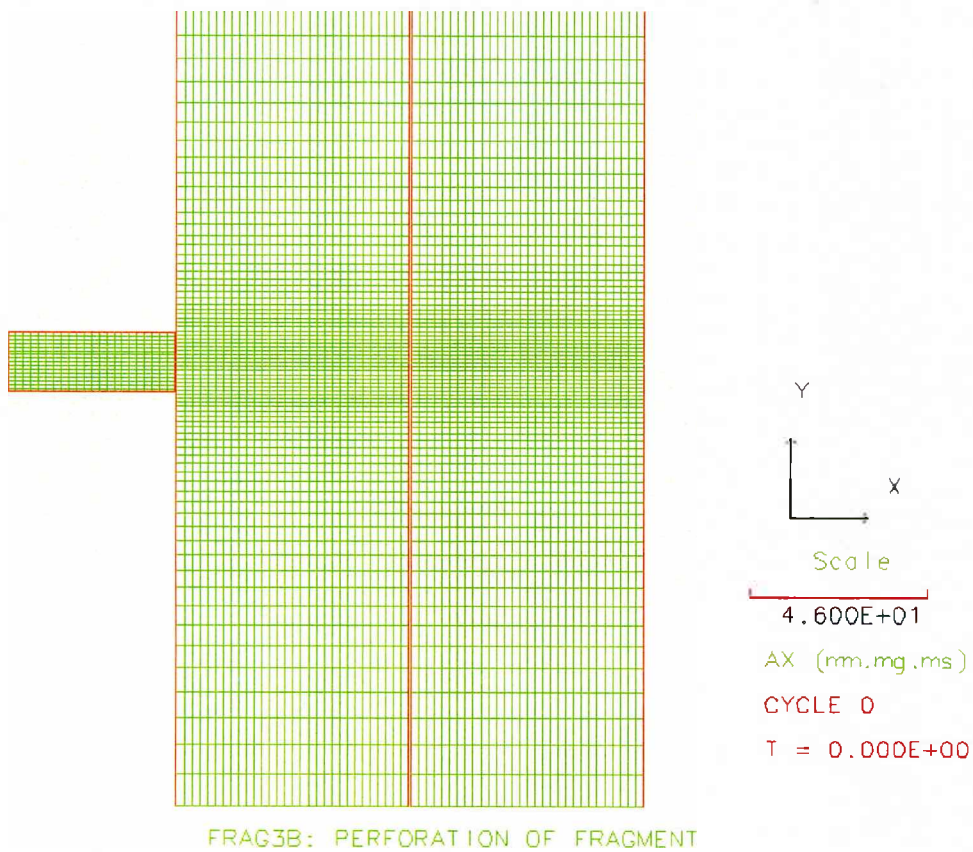
Parameter	Värde
Reference density	7.83 g/cm <sup>3</sup>
Bulk modulus	159 GPa
Reference temperature	300 K
Specific heat	477 J/kgK
Shear modulus	81.8 GPa
Yield stress	792 MPa
Hardening constant	510 MPa
Hardening exponent	0.26
Strain rate constant	0.014
Thermal softening exponent	1.03
Melting temperature	1793 K
Instantaneous erosion strain	300%

### 8.2.2 Numerisk modell av experimenten

Fragmentet har diametern 15 mm och längden 43 mm, med massan 60 g. Varje målplatta är 60 mm tjock. Av plattan har diametern 500 mm beaktats, längs kanten runt plattan har ett transmissionsrandvillkor använts. Detta för att minska påverkan från randen. För simuleringarna har aktuell hastighet från försöken använts. De mål som bestod av två plattor har simulerats både med mellanrum och som sammansatta plattor. Elementnätet visas i fig. 22 - 23. Dessutom har ett tätare elementnät med fyra gånger fler noder använts, se simuleringar FRAG1D, -2D, -3D och 4D samt FRAG-1E, -2E, -3E, -4E. I fallet E har även erosionstjöningen ökat till 400 %.



Figur 8.1. Detalj av elementnät för simulering av enkelplattan.



Figur 8.2. Elementnät för simulering av dubbelplattan.

### 8.2.3 Resultat av simuleringar och jämförelser med experiment

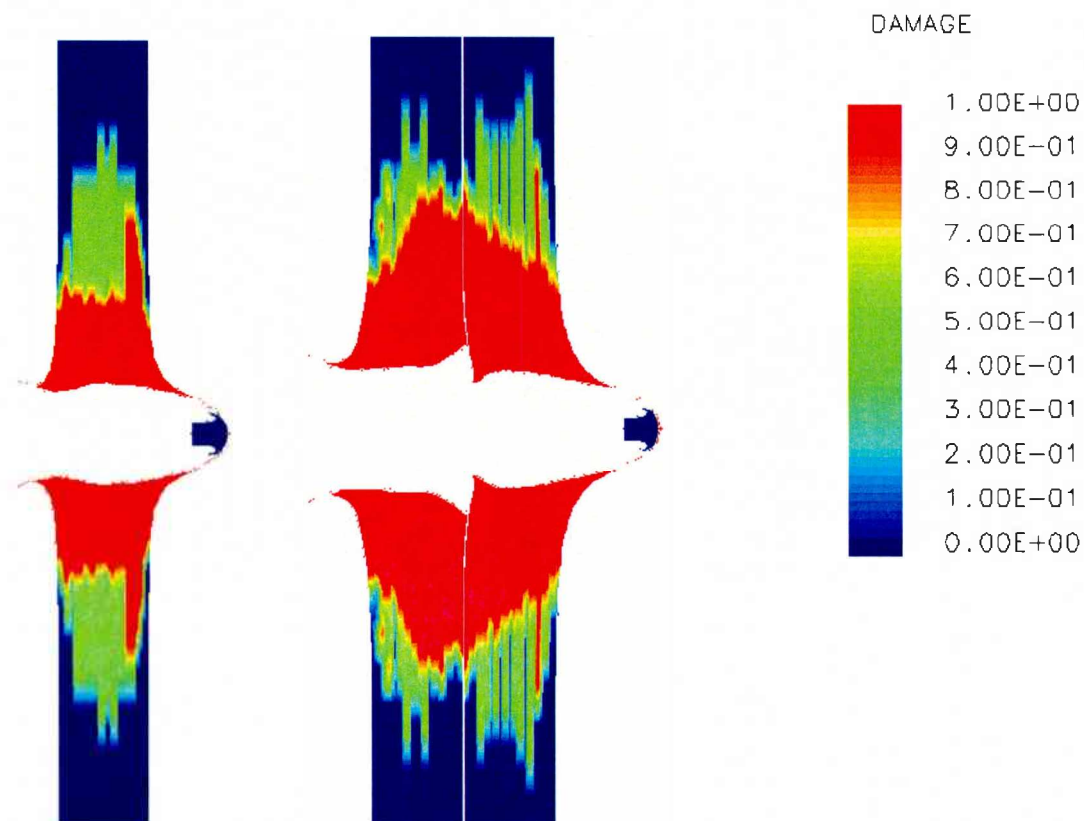
Nedan redovisas resultaten från simuleringarna och jämförelser med utförda experiment, se tab. 8.3. Skador i modellerna FRAG1B och 3B är ritad i fig. 8.3.

Tabell 8.3. Resultat från experiment och simulering.

Experiment				Simulering		
Skott nr	$V_{Anslag}$ (m/s)	$V_{Rest}$ (m/s)	$M_{rest}$ (g)	Identitet	$V_{Rest}$ (m/s)	$M_{rest}$ (g)
#96	1637	1120	---- <sup>1)</sup>	FRAG1B	1112	51
				FRAG1D <sup>3)</sup>	1175	42
				FRAG1E <sup>3,4)</sup>	1172	43
#97	1505	1080	41	FRAG2B	990	55
				FRAG2D <sup>3)</sup>	1034	48
				FRAG2E <sup>3,4)</sup>	1046	44
#98	1557	455	35	FRAG3B	618	51
				FRAG3C <sup>2)</sup>	598	51
				FRAG3D <sup>3)</sup>	591	36
				FRAG3E <sup>3,4)</sup>	590	37
#99	1421	418	32	FRAG4B	487	54
				FRAG4C <sup>2)</sup>	498	55
				FRAG4D <sup>3)</sup>	525	44
				FRAG4E <sup>3,4)</sup>	570	44

<sup>1)</sup> Projektilen ej återfunnen. <sup>2)</sup> Sammansatta plattor. <sup>3)</sup> 4 ggr fler element.

<sup>4)</sup> Erosionstjningen ökad till 400% för stål och betong.



Figur 8.3. Skada efter projektilperforation av betongen, modell FRAG1B till vänster och modell FRAG3B till höger.

## 8.2.4 Resultat av simuleringarna

Simuleringarna har gjorts i AUTODYN2D. Materialmodeller för betongen och stålfragmenten har beskrivits i kap. 5.4. Parametrar i modellerna har baserats på provningsresultat för betong och för ett liknande stål, tillgängligt i AUTODYNS materialbibliotek. Samtliga parametrar har redovisats i kap.5.4. Resultat från flera olika modeller har redovisats. Dels har elementindelningen förfinats, dels har olika värden på erosionstöjningen prövats.

Resultat av simuleringar har jämförts med resultat från de ballistiska experimenten. Det har därvid visats att resthastigheter och fragmentens restmassa simulerats med god noggrannhet för enkelplattan, medan dubbelplattan har gett något större avvikelser. Dessa resultat kan förklaras av att den använda stålqualiteten SS14 25 41-03 var sämre jämfört med materialet 4340, som användes i simuleringarna. Det förtjänar att nämnas att en fullständig karakterisering av en stålqualitet för simuleringsändamål är kostsam, och att det därför är väl värt att genomföra experimenten med en stålqualitet, som redan är fullständigt karakteriserad.

Betongen hade sannolikt högre hållfasthetsvärden vid de ballistiska testen jämfört med vid materialprovningen eftersom de förra gjordes ca ett år senare än materialprovningarna. I den använda modellen tas ej hänsyn till brottenergin, därför kan ej stålfibernas inverkan simuleras. Det återstår därför att genomföra motsvarande ballistiska experiment och motsvarande simuleringar för betongplattor utan inblandning av stålfibrer och utnyttja en materialmodell som beaktar brottenergens inverkan.

## 8.3 Simulering av fallviktsförsök på betongbalkar

Simulering av betongmaterials respons vid höga tryck och höga belastningshastigheter beror i hög grad av valet av betongmodell och de materialdata, som modellen kräver. Vid kvasistatisk belastning fås töjningshastigheter under  $1 \text{ s}^{-1}$ , medan stötblastning med fallvikter kan ge töjningshastigheter upp till  $100 \text{ s}^{-1}$ . Syftet med de utförda proven och simuleringarna var att etablera underlag för utveckling av materialmodeller. För töjningshastigheter mellan  $10 \text{ s}^{-1}$  och  $100 \text{ s}^{-1}$  ökar hastighetseffekten avsevärt och det är nödvändigt att utvärdera denna effekt och jämföra numeriska simuleringar med noggranna mätningar. De experiment som refereras till här utfördes under 1999, se Ågårdh et al 1999, [7-1] och Magnusson et al 1999, [7-2]. Liknande prov och simuleringar utfördes med mindre balkar och högre anslagshastighet under 1997, se Ågårdh, Laine 1997, [1-8].

## 8.4 Materialmodeller

Både det kvasistatiska och dynamiska belastningsfallet simulerades med Winfrithmodellen, se [8-4]. Standardprovningar utfördes på betongen, se tab. 8.1.

Tabell 8.1. Indata för Winfrithmodellen (LS-DYNA3D material typ #84).

Parameter	Förklaring	Kommentar	Värde	Enhet
RO	Densitet	-	2 460	$\text{kg/m}^3$
TM	Tangentmodul	-	45	GPa
PR	Tvärkontraktionstal	-	0.16	-
UCS	Tryckhållfasthet	Cube strength	112	MPa
UTS	Draghållfasthet	$f_{ct,cyl} = 0.9 f_{ct}$	6	MPa
FE	Brottenergi	-	150	N/m
ASIZE	Ballastens kornstorlek	Diameter	0.020	m

Tillståndsekvationen valdes enligt standard i manualen med några mindre modifieringar. Den första linjära kompakteringsfasen proportionerades utgående från data i tab. 8.2. Krossnings- och solidifieringsfasen proportionerades inte, då detta skulle leda till en alltför stort hydrostatisk tryck, vilket inte är fallet här, då graden av "fördämning" är relativt liten i ett plant spänningstillstånd.

Tabell 8.2. Tabellerad kurva för betongens tillståndsekvation

$\ln(\epsilon_v)$	-0.003	-0.004	-0.010	-0.020	-0.030	-0.041	-0.051	-0.061	-
$p$	37	40	64	80	100	126	154	190	[MPa]

Armeringen modelleras med en elasto-plastisk materialmodell med isotropt hårdnande, se tab 8.3. Standardprovning utfördes på armeringen, se tab. 8.4.

Tabell 8.3. Indata för den elasto-plastiska materialmodellen (LS-DYNA material typ #3)

Parameter	Förklaring	Kommentar	Värde	Enhet
RO	Densitet	-	7 800	kg/m <sup>3</sup>
E	Elasticitetsmodul	-	207	GPa
PR	Tvärkontraktionstal	-	0.30	-
SIGY	Flytspänning	-	586	MPa
ETAN	Hårdnande modul	-	1	GPa
BETA	Hårdnande parameter	Isotrop hårdnande	1	-

Tabell 8.4. Resultat från K500ST armeringsstång provad av SP Statens provningsanstalt.

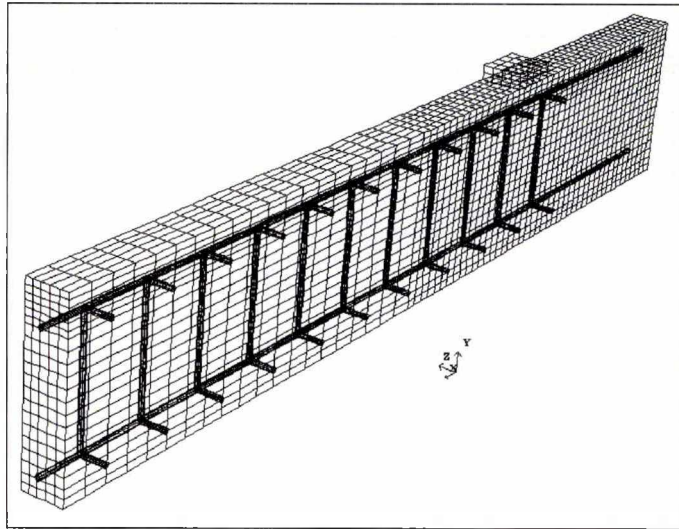
Parameter	Förklaring	Kommentar	Värde	Enhet
$f_{sty}$	Flytspänning	Övre flytgränsen	586	MPa
$f_{stu}$	Brottdragspänning	-	684	MPa
$A_{gt}$	Brottdragtöjning	-	0.16	-
$E_s$	Elasticitetsmodul	-	207	GPa

## 8.5 Numeriska simuleringar

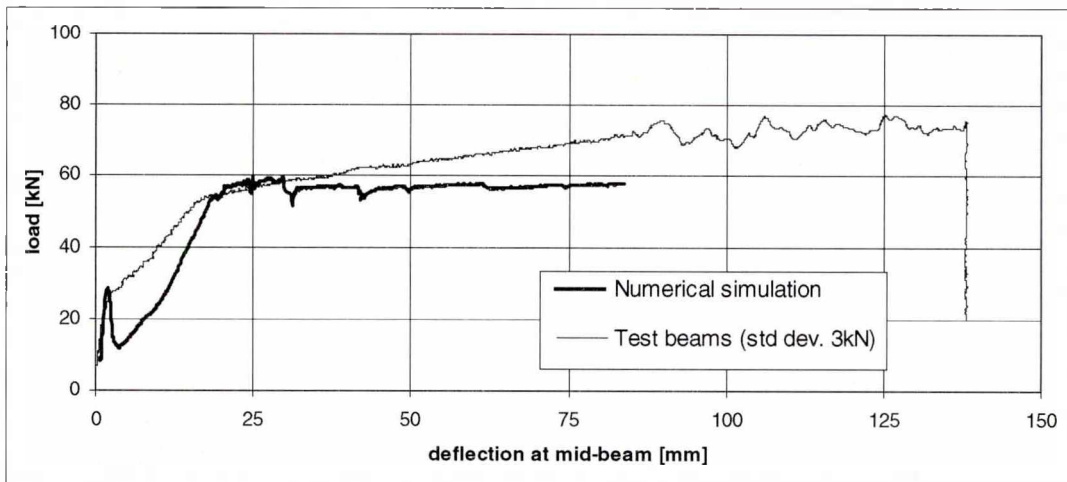
Balken hade måtten 4.2·0.34·0.170 m och modellerades med 8-nods solidelement med en integrationspunkt. De fyra armeringsjärnen och de 22 stycken 10 mm armeringsbyglarna modellerades med stångelement som knöts ihop med solidelementnoderna.

### 8.5.1 Kvasistatisk analys

Den kvasistatiska analysen utfördes på en fjärdedel av balken, se fig. 8.4. Beräkningarna fullföljdes inte till brott. Proven utfördes med en kontrollerad deformationshastighet på 2 mm/s och i beräkningarna användes en hastighet på 50mm/s. En implicit kod eller större datorkapacitet skulle möjliggöra en sänkning av belastningshastigheten så att den överensstämmer bättre med den i proven. Då skulle även studseffekten observerad i fig. 8.5 troligen försvinna. Modellen inkluderar hastighetseffekter enligt ett förbestämt förhållande. Detta förhållande i kombination med den i beräkningarna ganska höga belastningshastigheten förklarar skillnaden under den elastiska fasen jämfört med provresultaten. Dock visar resultaten från analysen god överensstämmelse med proven när det gäller maxlasten.



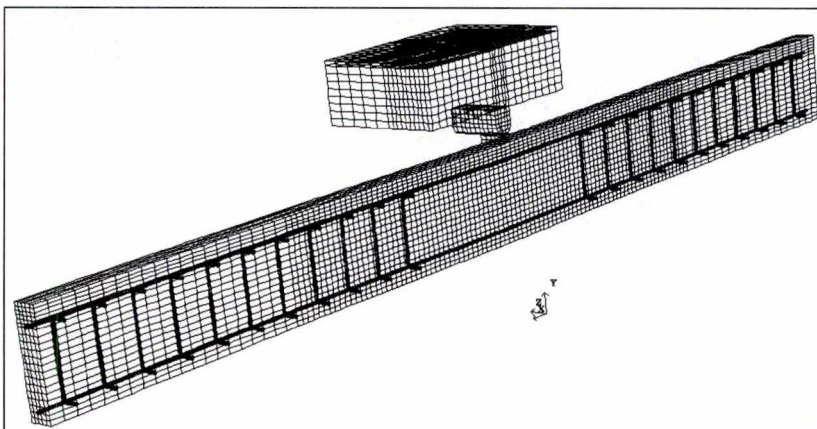
Figur 8.4. Geometri med två symmetriplan ( $x$ - $y$  and  $y$ - $z$ ) i den kvasistatiska analysen



Figur 8.5. Kvasi-statisk last som funktion av mittnedböjning

### 8.5.2 Dynamisk analys

I den dynamiska analysen modellerades halva balken, se fig. 8.6. Denna skillnad från den kvasistatiska analysen i modellgeometri hänför sig till observationer gjorda under proven att den första sprickan uppträdde i balkens mittsektion. I fig. 8.7 visas resultat från registrerade mittnedböjningar och numeriskt simulerade som funktion av tiden



Figur 8.6. Geometrimodell med ett symmetriplan ( $x$ - $y$ )

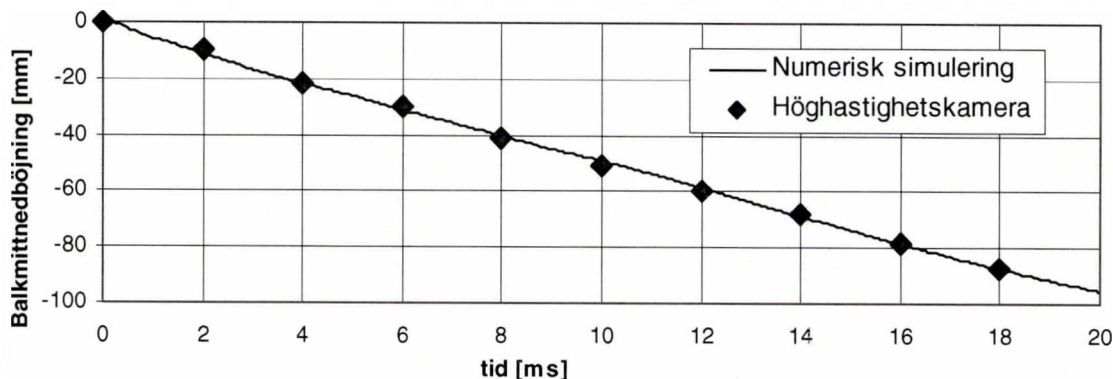
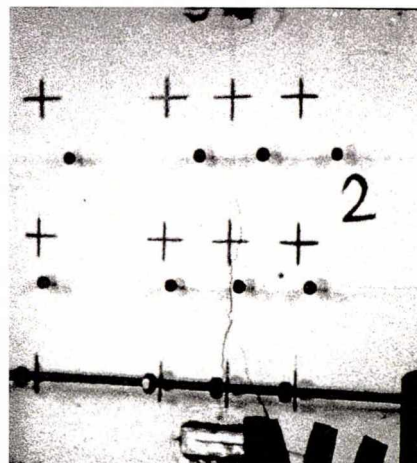
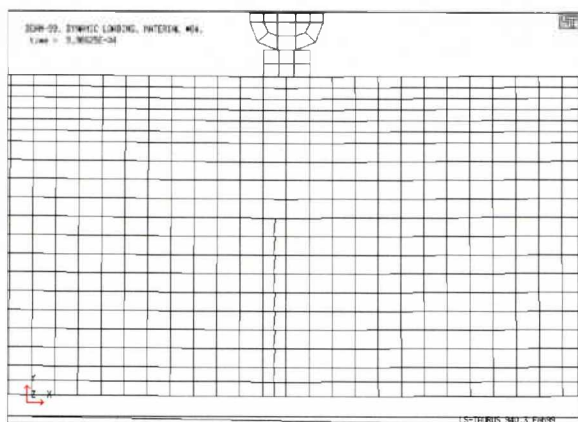
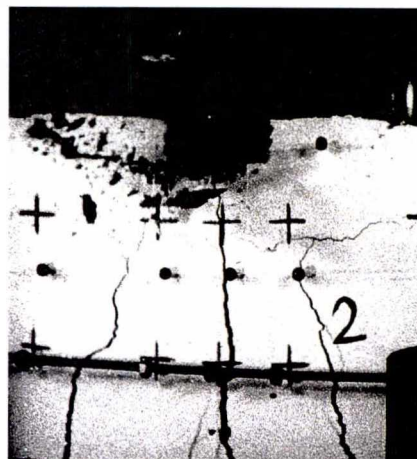
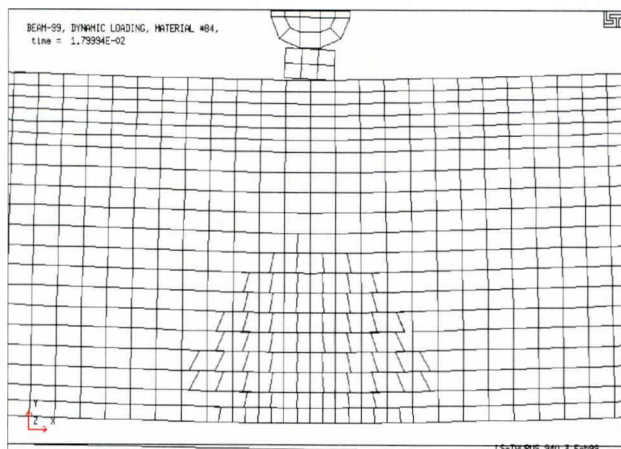


Figure 8.7. Balkens mittnedböjning som funktion av tid efter anslag

I fig. 8.8 visas foton från höghastighetskameran, som användes för att bestämma tid-mittnedböjningssambandet. På grund av tidsintervallet mellan dessa foton (1 ms) kan de plotade punkterna deviera 0-1 ms. I fig. 8.8 och fig. 8.9 görs jämförelser av sprickmönster mellan höghastighetsfoton och beräkningsresultat vid tidpunkterna 1 och 18 ms efter anslag.



Figur 8.8. Sprickmönster från numeriska simuleringar och prov efter ca 1 ms efter anslag (öppna sprickor > 0.5mm).



Figur 8.9. Sprickmönster från numeriska simuleringar och prov efter ca 20 ms efter anslag (öppna sprickor > 0.1mm).

## 8.6 Resultat

I den kvasistatiska analysen var överensstämmelsen mellan simulerade och experimentella resultat god för maxlast och sprickmönster. Implicit analys används traditionellt för att minska beräkningstiderna i kvasistatiska belastningsfall. Winfrithmodellen uppvisade korrekta resultat för den dynamiska analysen när det gäller sprickinitiering, mittnedböjning, töjning i armeringen och töjningshastighet. Resultat från experimenten, se [7-1] och [7-2], gav töjningshastigheter upp till  $102 \text{ s}^{-1}$  i de nedre armeringsstångerna och den numeriska analysen gav motsvarande töjningshastighet  $112 \text{ s}^{-1}$ .

## 9 MATERIALPROVNING

### 9.1 Allmänt

Numerisk simulering av ett fysikaliskt skeende sker genom studium av responsen hos en *modell* utsatt för yttre påverkan, vanligen i en dator. Modellen innehåller beskrivningar av såväl geometri, randvillkor som *materialrespons*. Det sistnämnda kräver i sin tur kunskap om det använda materialet under de betingelser den yttre påverkan innebär. Kunskapen om materialets beteende beskrivs i en *materialmodell*, som i det 3-dimensionella fallet är en komplicerad matematisk formulering av sambanden mellan spänningar och töjningar under definierade spänningsnivåer och töjningshastigheter. För att materialmodellen ska beskriva det aktuella materialet krävs *materialparametrar*. Dessa måste bestämmas (förr eller senare) genom *provning* eller jämförelser mellan simulerade resultat och verkliga experiment.

### 9.2 Kvasistatisk materialprovning

Mekanisk materialprovning, dvs materialprovning där materialets egenskaper under mekanisk påverkan, t.ex. spänning, nötning, deformation etc. utförs i allmänhet långsamt. Om den yttre påverkan påförs så långsamt, att inre tröghetskrafter, porvatten eller annat inte påverkar responsen inom mätnoggrannheten, sägs påverkan vara *kvasistatisk*. Om belastnings- eller töjningshastigheten är så stor så att resultatet av provningen beror av belastningshastigheten blir provningsutförandet mera komplicerat, eftersom materialet utsätts för ett varierande (transient) pålastningsförlopp.

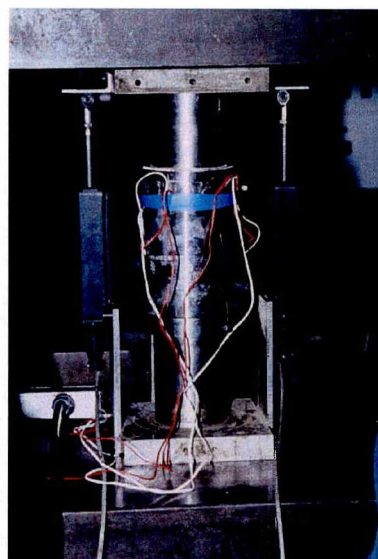
För de flesta material och mekaniska egenskaper under kvasistatisk belastning, finns *standardiserade provningsprocedurer*. Detta saknas för provning av material under transienta förhållanden. Orsaken uppges vara att ingående belastnings- och registreringsutrustningarna påverkar resultaten i alltför stor utsträckning. Även för kvasistatiska provningar av mekaniska egenskaper finns provningsbehov t.ex. inom 3-dimensionell kontinuumsmekanik, som ej kan provas med standardiserade provningsmetoder. Nedan beskrivs triaxiell hållfasthetsprovning av betong som ett exempel på sådan provning som ej standardiserats.

### 9.3 Biaxiell (Pseudotriaxiell) hållfasthetsprovning

Den här beskrivna provningen har utförts i samarbete med Imperial College i London, dels med syfte att studera provningsmetodik, dels för att få fram materialdata för det aktuella materialet, som var Densit. Erfarenheterna från samarbetet och resultat från provningarna har rapporterats i Ågårdh, 1999 [9-1]. Nedan ges huvuddragen i metodiken med och utan oberoende lateral belastning. Beteckningen "pseudotriaxiell" provning motiveras av att tekniken inte medger tre oberoende belastningskomponenter.

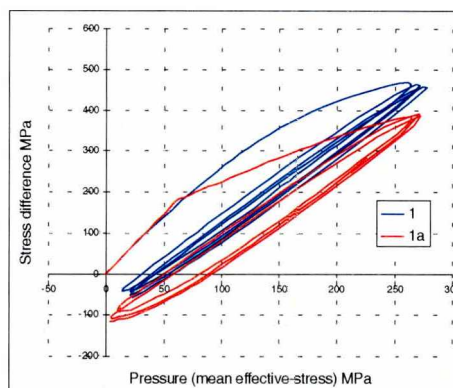
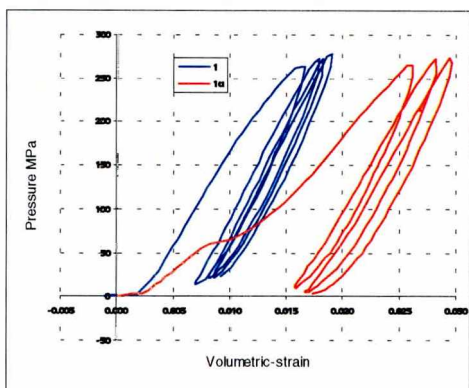
#### 9.3.1 Användning av GREAC cell (Gauge REACtive cell)

Greakcellen består av ett stålrör med inre diameter 75 mm och en yttre diameter 100 mm samt längden ca 150 mm. Provkroppen av betong kan gjutas i cellen med 2 stycken infettade 0.2 mm polyetenfolieremсор för att minska friktionen, se fig. 9.1. En annan möjlighet ("Potting") är att lägga in den gjutna provkroppen i en cell med 2 mm större diameter och hålla i en 2-komponents epoxi (Certite) i mellanrummet mellan provkroppen och cylindern. För att få denna att tränga in fullständigt används en vakuumpump. Vid provningen läggs ett axiellt tryck på provkroppens fria ändytor för att åstadkomma ett så nära enaxligt töjningstillstånd som möjligt, se fig. 9.2.



Figur 9.1. Den ingjutna betongcylindern Figur 9.2. Cellen med ingjuten provkropp i i stålroret (GREAK-cellen) med provningsmaskinen. Lastkapacitet 3MN. töjningsgivare limmade på mantelytan.

Med på- och avlastningar fås ur töjningsmätningarna en envelopp, som kan användas för uppskattningar av brottytor och konstitutiva samband. Man kan även uppskatta bulkmodulen K och genom att mäta axiell sammantryckning, yttre tangentiella och axiella töjningar på stålcyklern kan samband mellan hydrostatiskt tryck och volymetrisk töjning i provkroppen uppskattas, se fig. 9.3 och brotthållfasthet som funktion av medelspänningen, se fig. 9.4. Maximal axiell spänning kan uppgå till ca 650 MPa, maximal lateral spänning ca 150 MPa innan stålet börjar plasticeras i kontaktytorna. Proceduren har utvecklats i samarbete med DERA (Defence Evaluation and Research Agency, UK.).



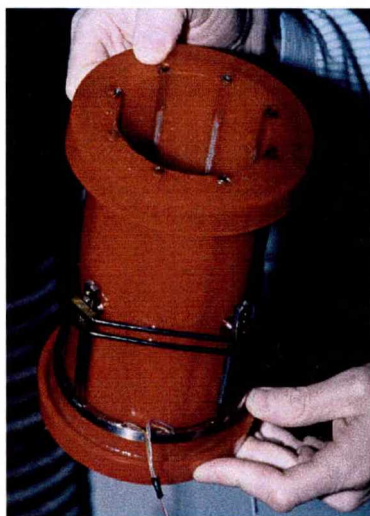
Figur 9.3. Konstitutiva samband från provningen. 1a betecknar prov efter "potting".

Figur 9.4. Brotthållfasthet från provningen. 1a betecknar prov efter "potting".

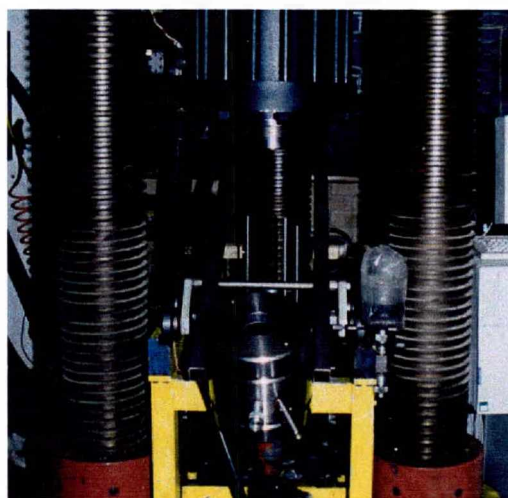
Det maximala axiella trycket som kunde uppnås var  $285000 \cdot 9.81 / (3.14 \cdot 0.0375^2) = 633$  MPa, vilket var otillräckligt eftersom provkroppen ej kunde tryckas till brott. Efter maxlasten gjordes en serie av- och pålastningar, se fig 9.3 och 9.4 Diagrammen innehåller även en ytterligare provning med samma provkropp efter "Potting", dvs cylindern pressades ur stålcyklern och diametern i denna ökades med ca 2 mm varefter betongprovet ställdes tillbaka och mellanrummet fylldes med Certite. Torktid ca 24 timmar. I diagrammen har resultaten från dessa prov betecknats med 1a.

### 9.3.2 Användning av HOEK-cell

Cellen (vars namn kommer från en forskare vid Imperial College) består av en stålcylander med en innesluten gummihylsa för att möjliggöra påläggning av lateralt tryck, se fig.9.5 - 9.6. Genom ett yttre oljetryck mot gummihylsan kan laterala spänningar på den inneslutna provkroppen göras oberoende av den axiella spänningen.



Figur 9.5. Gummihylsa med konsoler för mätning av radiella utböjningar



Figur 9.6. 3-pelars provram för 10MN, med stålcylander för triaxiell provning

Maximalt lateralt tryck är ca 70 MPa och axiellt tryck är 220 MPa. Mätning av radiella töjningar sker med töjningsgivare limmade på små konsoler, se fig.9.5. Ett problem med HOEK-cellen är att man måste bestämma en lämplig belastningsväg för belastningen. Olika belastningsvägar ger olika resultat, eftersom punkten på brottytan ändras med belastnings-historien. Ett annat problem är hur ingjutning respektive impregnering påverkar resultatet.

### 9.3.3 Belastning med högt hydrostatiskt tryck på små provkroppar

Belastning med högt lateralt tryck sker på små provkroppar  $\Phi=30\text{mm}$ ,  $h=60\text{mm}$ , impregnerade eller inneslutna i en krympslang för att hindra olja att tränga in i porena, se fig.9.7. Provkroppens deformationer mäts med töjningsgivare för axiell och tangentiell töjning. Ett problem är genomföringen av elektriska signalledningar till tryckkammaren vid dessa höga tryck. Detta sker via anodiserade aluminiumstavar inbäddade i sand och epoxi. I fig. 9.8 visas en adapter för genomföring av 4 kablar till två töjningsgivare och tillhörande tätning i form av en gummipackning.

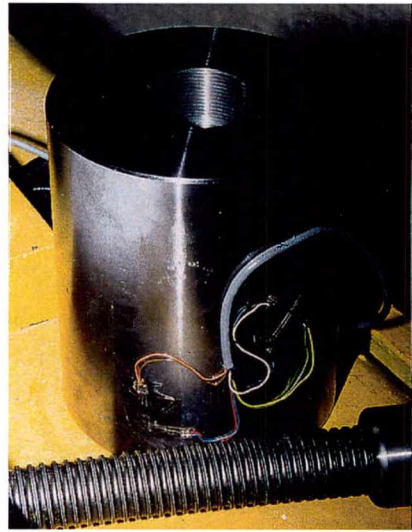


Figur 9.7. Provkropp (till vänster) innesluten i krympslang tillsammans med nedre förslutning av tryckkammaren.



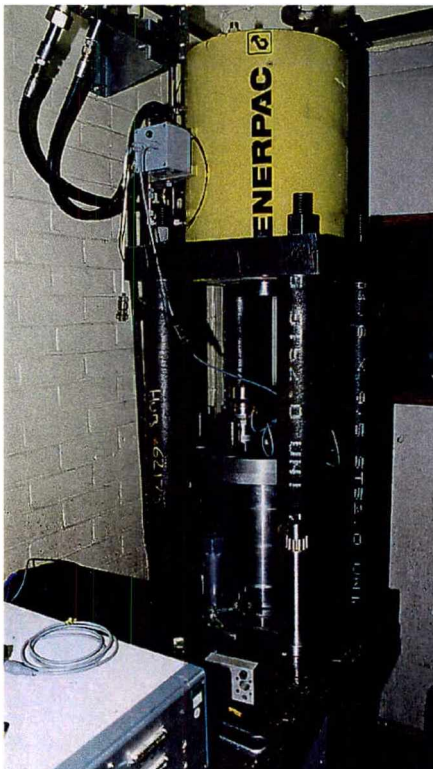
Figur 9.8. Tätning av förslutningen med gummi packning med speciellt anpassad profil och säten för att klara höga tryck.

Man avser att använda 12 genomföringar vid framtida provningar. Förutom att provkroppen står i olja under hydrostatiskt tryck, kan den utsättas för ett axiellt tryck från en tryckstav via en kraftgivare, se fig. 9.9. Cylindern, som används för inneslutning av provkroppen visas i fig. 9.10 med rosettgivare för mätning av töjningar i cylinderns yttre mantelyta.



Figur 9.9. Tryckstav för axiell belastning av provkroppen med 12 genomföringar av elektriska signaler. Figur 9.10. Stålbehållare med rosettprovkroppen med 12 genomföringar av elektriska signaler för mätning av yttre töjningar.

För att komma upp i tillräckligt höga laterala tryck användes en tryckförstärkare. Den aktuella utrustningen är dimensionerad för axiella tryck upp till 1000 MPa och ett samtidigt lateralt tryck av 700 MPa, se fig. 9.11 och 9.12.



Figur 9.11. Hydraulisk cylinder inbyggd i en tryckförstärkare. Figur 9.12. Cellen för hydrostatiskt tryck rigg för axiell belastning av provkroppen matas med oljetryck underifrån ovanifrån.

#### 9.4 Triaxiell hållfasthetsprovning av 100 mm kuber

Nackdelarna med triaxiell provning av betongcylindrar med lateralt oljetryck fick betongforskare vid Bundesanstalt Materialforschung und -Prüfung (BAM) under 70-talet att försöka åstadkomma ett "äkta" tri-axiellt belastningstillstånd. Härmed menas att spänningarna i alla tre riktningarna är oberoende, så att en godtycklig belastningshistoria kan åstadkommas. Högre tryckdifferens kan åstadkommas och registrering av krafter kan göras med lastceller, som medger en mera kontrollerad mätning. Information om utrustning och metodik ges i Ågårdh 1999, [9-2]. Redovisning av erfarenheter från dess användning ges i Winkler 1985, [9-3]. Omfattande resultat från provning av betong ges i Schickert, Winkler 1984, [9-4].

Problemen med denna teknik gäller i första hand lastpåföringen. Flera olika system utprovades, dels 4 · 4 stycken, 90 mm långa stålstavlar med 25 mm kvadratiska tvärsnitt, dels med 25 · 25 stycken, 90 mm långa stålstavlar med 4 mm kvadratiska tvärsnitt. Stålpplattor för lastöverföring åstadkommer nämligen inte ett huvudspänningstillstånd i respektive normalriktning, utan friktionskrafter uppträder och stör spänningstillstånden intill belastningsytorna. Vid vanlig enaxlig hållfasthetsprovning av kuber, kan man observera en konformig brottbild, som indikerar ett tri-axiellt spänningstillstånd. De provkroppar, som tryckts till brott med lastpåförande fingrar har däremot parallella sprickor. Teoretiskt kan man med deformationskontroll skapa godtyckliga belastningstillstånd till brott, t ex enaxlig töjning.

Det finns "Endels-maskiner" (Einteil-maskinen) och "Flerdelars-maskiner" (Mehr-Teil-maskinen). I de förra belastas planen med hydrauliska cylindrar mot fasta mothåll. I de senare belastas planen med tre cylindrar och tre mothåll upphängda så att de kan röra sig i två riktningar. Egentligen är det tre separata provningsmaskiner, som belastar var sin (sinsemellan vinkelräta) riktning av provkuben. Endast i det sista fallet kan man upprätthålla fullständig symmetri i belastningen. Den maskin som byggts på BAM är en "Mehr-Teilmaskin" se fig. 9.13, 9.14 och 9.17. En sammanfattande beskrivning av utrustningen och dess olika effekter på provkroppen ges i "Summary", se Winkler [9-3].

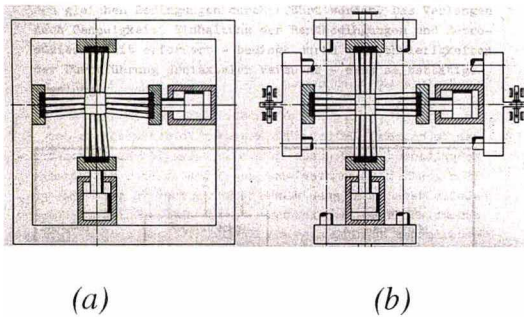
##### *"Summary*

*The unsatisfactory knowledge of the influence of test techniques on the multiaxial results gave reason for studying the stress behaviour of a steel-cube as well as the fracture behaviour of concrete specimens. The tests were carried out with different loading systems, namely rigid steel platens, steel brushes, and newly constructed "elastic supported steel bristle packets".*

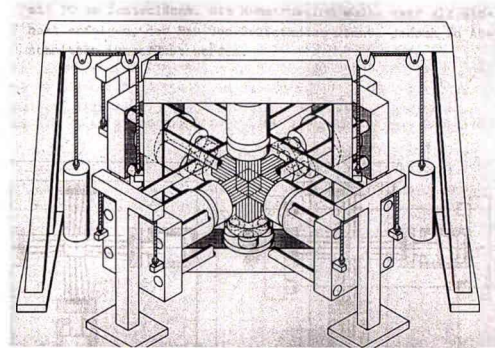
*The test equipment consists of three independent machines. The frames can be screwed up in such away that the multipart machine become a one part machine. This permits to control the influence of different machine types. The restraining effect of the rigid platens upon the deformation of the specimen increases in the onepart machine compared with that in the multipart machine. In this case a considerable increase of the compressive strength of concrete is simulated.*

*On the other side, in the multipart machine with steel brushes the bristles bend so that a concave surface is originated whereas in the onepart machine the surface of the loading system becomes convexe. This behaviour does not appear using the mentioned bristle package because the elastic bedding avoids the formation of a spherical surface. In consequence of the different deformations caused by the flexible loading systems a reflection on the compressive strength with regard to the tested stress relations cannot be observed. The test results obtained from the multipart machine with the bristle package correspond closely to the calculated value.*

*This equipment presents a suitable testing device for multiaxial research, especially for concrete".*



Figur 9.13. Principen för (a) "Endels-" och (b) "Flerdelarssmaskin".

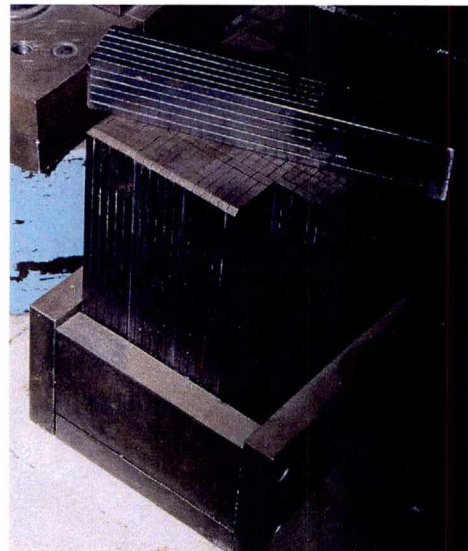


Figur 9.14. Sprängskiss av en flerdelarssmaskin med tre cylindrar och tre upphängda mothåll.

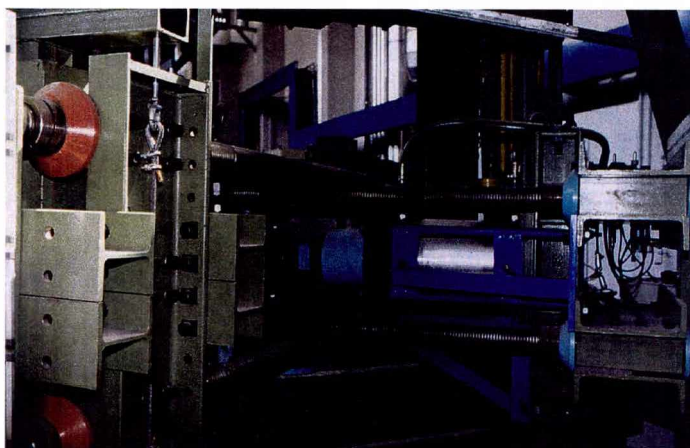
I fig. 9.15 - fig. 9.17 visas några foton av belastade provkuber och provningsutrustning.



Figur 9.15 Prover med påklistrade givare.



Figur 9.16 4 · 4 mm "borstar" av stål.



Figur 9.17 Flerdelarssmaskin för triaxiell, kvasistatisk hållfasthetsprovning av kubformade provkroppar.

Den grad av komplikation man står inför vid triaxiell provning av kubiska provkroppar har inneburit att tillämpningar av tekniken är sällsynt.

## 9.5 Multiaxiell provning med detonationsbelastning

### 9.5.1 Allmänt

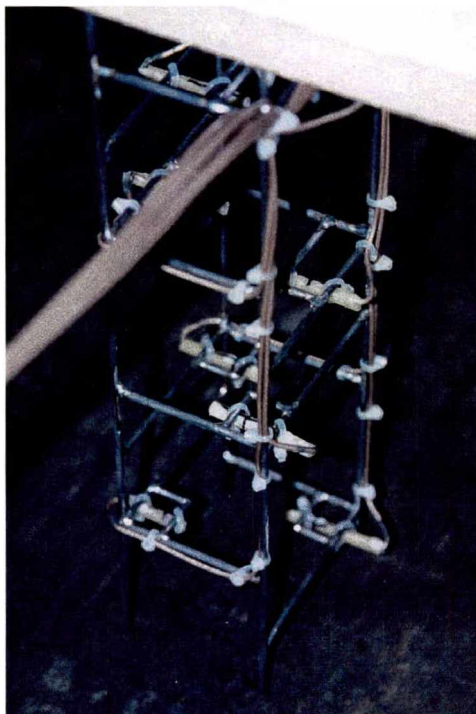
En metod att åstadkomma töjningshastigheter i registret upp till och högre än 1000/s är att använda explosivämnen. Utveckling av sådan teknik har bl a. skett vid universitetet i Karlsruhe, Institut für Massivbau und Baustoffstechnologie under ledning av prof. Joseph Eibl, se Eibl, Ockert 1994, [9-5], Ockert 1997, [9-6] och Herrman, Eibl 1999, [9-7]. Nedan beskrivs ett samarbete med institutionen för Massivbau för bestämning av tillståndsekvation enligt Hugoniot för en högpresterande betong benämnd Densit. Beskrivning av erfarenheterna från denna av provning ges i Ågårdh 1999, [9-8].

### 9.5.2 Beskrivning av provningsmetoden

En laddning utformad som en kon bestående av en inre kärna av trotyl och ett yttre skal av oktol utformat med en viss vinkel bestämd av detonationshastigheterna hos de olika sprängämnena, avses ge en plan tryckvåg i kontaktytan mot en betongplatta. Tryckvågens utbredning i betongen registreras av ett antal kolmotstånd ("Kohlmasse Resistoren") ingjutna i betongen. Vid gjutningen av betongplattorna var dessa (8 st) monterade på en ställning av 2 mm ståltråd, se fig.9.18.

Motstånden kopplades samman i halvbygga med 5V matningsspänning. Registreringarna gjordes med en 8-kanals "Transient Recorder" med samplingsfrekvensen 25 MHz eller  $10^{-6}/25 = 40$  nanosekunder ellan registreringarna. Avståndet mellan 2 givare var 35 mm vilket innebär ca  $35/5000 = 7\mu s$  tidsavstånd för tryckvågen mellan resistorena. Minnesdjupet i transientrecordern var 1 Msample. Triggningen gjordes på första givaren med en pretrigger på 10 % och positiv vinkel.

Provplattan var målad, se fig. 9.19 för att kunna definiera de olika fragmentens ursprungliga läge efter detonationen. Detta ingick i ett annat projekt, som avsåg att simulera kastlängder, kastriktningar och fragmentstorlekar.



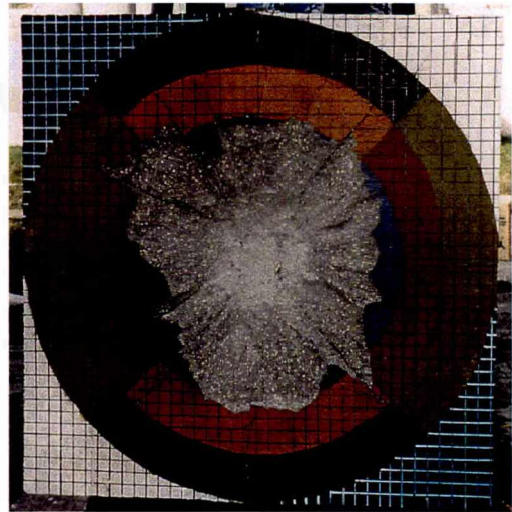
Figur 9.18 Detalj av ställning för ingjutning av kolmotstånd på olika nivåer av plattan



Figur 9.19 Plattan var målad i olika färger för definition av fragmentens ursprung



Figur 9.20 Plattan efter sprängningen



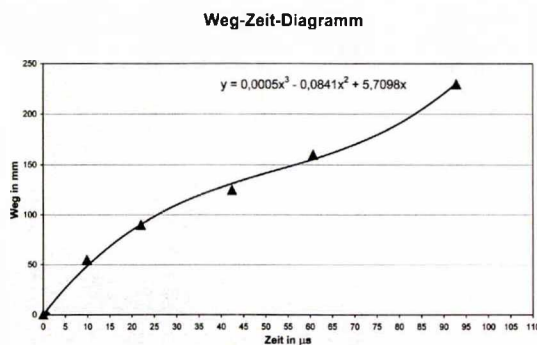
Figur 9.21 Platta 1 översidan. Diameter och djup uppmättes till 50 cm resp 7 cm.

### 9.5.3 Utvärdering av resultat

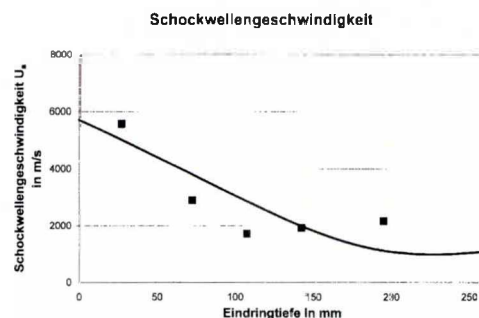
Resistansen i motstånden beror av trycket och en kalibreringskurva används för att relatera tryck till uppmätta potentialförändringar. Tryckvågens ankomst till de olika motstånden kan avläsas ur registreringarna. Därmed kan en väg-tidkurva upprättas och ett polynom anpassas till de erhållna värdena, se fig 9.22. Tidsderivatan av detta polynom ger våghastigheten vid respektive givare, se fig. 9.23. Ur ekvationerna för massans, impulsmomentets och energins konstans före och efter stötvågen, kan samband mellan tryck och volymförändring ges approximativt av ekvationen:

$$V/V_0 = 1 - p / (\rho_0 * U_s^2) \quad (9.1)$$

där  $V$ ,  $V_0$  är volymen i det störda respektive ostörda tillståndet,  $\rho_0$  densiteten i det ostörda tillståndet,  $p$  är det hydrostatiska trycket och  $U_s$  är stötvågshastigheten. Ekvationen förutsätter att temperaturförändringen inte har någon större betydelse.

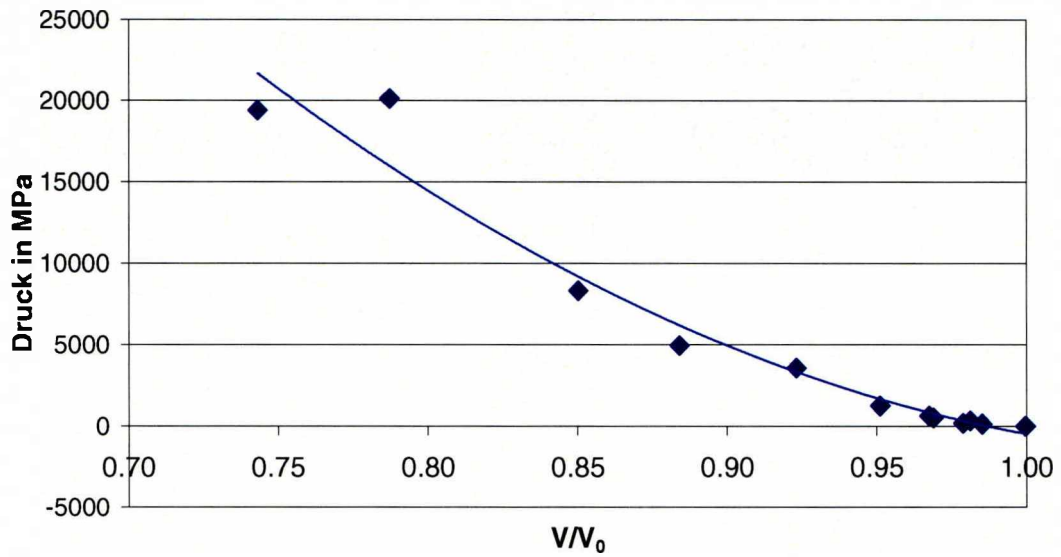


Figur 9.22 Polynomianpassning av vägtidmätningarna.



Figur 9.23 Hastighetsförloppet ur tidsderivatan jämförda med beräkning av medelhastigheter.

Ur ekvation (9.1) fås resultatet enligt fig.9.24. Trycket under laddningen dämpas ut väldigt snabbt vilket även medför att registreringarna från de längst bort belägna resistorerna blir osäkra på grund av dåligt signal/brusförhållande.



Figur 9.24 Resultatet av utvärderingen. Hugoniot's tillståndsekvation för konstant temperatur.

## 10 REFERENSER

- [1-1] Balazs P: "Fullskaleförsök med armerade betongplattor i morän belastade med markstötståg från detonerande bomber". Provrapport FOA-R-99-01208-311-SE. September 1999. 58 s.
- [1-2] Hallgren M, Balazs P: "Armerade betongbalkar av högpresterande betong belastade med luftstötståg". Provrapport FOA-R-99-00983-311-SE. 1999. 53 s.
- [1-3] Balazs P, Hallgren M: "High Performance Concrete Beams Subjected to Impulse Load". 9th. International Symposium on the Effects of Munitions with Structures. Berlin-Straussberg, Germany. May 1999.
- [1-4] Magnusson J: "Fiber Reinforced High Strength Concrete Beams Subjected to Transient Load". Proceedings of the 9th International Symposium on Interaction of the Effects of Munitions with Structures, Berlin. May 1999. Reprint FOA-B--99-0486-311--SE. 7 pp.
- [1-5] Hallgren M, Balazs P: "High Strength Concrete Beams Subjected to Shock Waves". 5th International Symposium on Utilization of High Strength / High Performance Concrete. Sandefjord, Norway. June 1999.
- [1-6] Ågårdh L, Hansson H: "Perforering av stålfiberarmerade betongplattor med stålfragment i hastighetsområdet 1400 - 1600 m/s. Experiment och simuleringar". Användarrapport, FOA-R--99-01143-311--SE. 14 s.
- [1-7] Ågårdh L, Magnusson J, Hansson H: "High Strength Concrete Beams Subjected to Impact Loading. An Experimental Study", Defence Research Establishment, Stockholm, FOA-R--99-01187-311--SE. Dec. 1999. 53 pp.
- [1-8] Magnusson J, Hansson H, Ågårdh L: "Concrete Beams Subjected to Impact Load". Workshop at FOA-Märsta. Proceedings, FOA-R--99-01227-311--SE, Stockholm, Sweden. Nov. 1999. 6pp.
- [1-9] Ågårdh L, Hansson H: "Experimental and Numerical Studies of Fragment Penetration and Perforation of HPC". Proceedings of the 9th International Symposium on Interaction of the Effects of Munitions with Structures, Berlin. 1999, 7 pp. Rev. Reprint FOA-B--99-00466-311--SE. 9 pp.
- [1-10] Ågårdh L, Hansson H: "Perforation of Steel fibre Reinforced Concrete Slabs with fragments in the velocity range of 1400 - 1600 m/s". Workshop Proceedings, FOA-R--99-01227-311--SE, Stockholm, Sweden. Nov. 1999. 12 pp.
- [1-11] Unosson M, Hansson H, Ågårdh L: "Numerical Simulations of the Response of Concrete Beams Subjected to Impact Load". Workshop at FOA-Märsta. Proceedings, FOA-R--99-01227-311--SE, Stockholm, Sweden. Nov. 1999. 6p.
- [1-12] Magnusson J, Ågårdh L: "Armerade betongplattor utsatta för tryckstöt i stötstågstub - Försöksomgång 1998". Provrapport FOA-R--99-01000-311--SE. 29 s.
- [1-13] Ågårdh L: "Validation of Numerical Simulations of Structural Response via Material Sample Testing and Field Trials - Comparative Studies of Concrete Elements Subjected to Transient Loads". Proceedings of the 3:rd International Conference on Shock and Impact Loads on Structures". Singapore, Nov. 1999. Reprint FOA-B--99-00545-311--SE. 9 pp.
- [1-14] Ågårdh L (red.): "Material Test Procedures in Support of Dynamic Material Modelling". Defence Research Establishment. Workshop Proceedings, FOA-R--99-01227-311--SE, Stockholm, Sweden. Nov. 1999. 200pp.
- [1-15] Ågårdh L, Laine L: "3D FE-Simulation of High Velocity Fragment Perforation of Reinforced Concrete Slabs". Int. Journal of Impact Engineering, 22 (1999). Elsevier Science Ltd. pp 911-922.
- [1-16] Ågårdh L, Hansson H, Laine L: "Flexibla Skydd. Verksamheten 1998". FOA-R--98-00913-311--SE. December 1998. 49 s.

- [4-1] Edin K, Åseborn I: "Detonerande 48 kg sfäriska hexotol/trotylladdningar - Mätning av tryck-tidförlopp". FOA C 20692-2.6. Jan. 1988.
- [4-2] Edin K: "Luftstötstågverkan på byggnadselement. Bestämning av belastningsförloppet från 48 kg sfäriska hexotol-trotylladdningar". FOA C 20622-2.6(2.4,2.3). Aug. 1986.
- [4-3] Erkander Å, Forsen R: "Luftstötstågbelastade tegelväggar". FOA C 20682-2.6. Nov. 1987.
- [5-1] Broadhouse B J, Neilson A J: "Modelling reinforced concrete structures in DYNA 3D". AEE Winfrith, Safety and Engineering Science Division, AEEW-M 2465. Oct. 1987. Paper presented at the DYNA3D User Group Conference, London. Sep. 1987. 15 pp.
- [5-2] Broadhouse B J, Neilson A J, Butler N, Attwood GJ: "Application of DYNA3D to Dynamic Loading on Concrete and Steel Structures". AEE Winfrith, Safety and Engineering Science Division, AEEW-M 2589. July 1989. Paper presented at the Conference "Structures under shock and Impact". Cambridge. July 1989. 15 pp.
- [5-3] Broadhouse B J, Meates N M: "Development and Implementation of a Strain Rate Dependent Material Model for Reinforced Concrete in DYNA3D". AEA Technology, Impact Technology Dept., RS-ITD-66. March 1992. 18 pp.
- [5-4] Broadhouse B J: "Dyna3D Analysis of Cone Crack Formation due to Heavy Dropped Loads on Reinforced Concrete Floors". Proceedings of the Second Int. Conference; Structures Under Shock and Impact II. June 1992. pp. 285-296.
- [5-5] Broadhouse B J: "Validation of a Strain Rate Dependent Version of the RS Concrete Model in DYNA3D". AEA Technology, Impact Fire and Blast Dept., RS-IFBD-11. July 1992. 26 pp.
- [5-6] Broadhouse B J: "The Winfrith Concrete Model in LS-DYNA3D". Report SPD/D (95) 363, AEA Technology, Winfrith Technology Center. 1995. 18 pp.
- [5-7] Ottosen N S: "Failure and Elasticity of Concrete". Danish Atomic Energy Commission, Research Establishment, Risø. Risø-M-1801, Sep. 1975. 67 pp.
- [5-8] 50-FMC Committee on Fracture Mechanics of Concrete: "Determination of fracture energy of mortar and concrete by means of three-point bend tests on notched beams", Rilem, Matériaux et Constructions, Vol 18, No 106, 1985.
- [5-9] Bishoff PH, Perry SH: "Compressive behaviour of Concrete at high strain rates". Materials and Structures, Vol 24, 1991. pp 425 - 450.
- [5-10] Crawford J E, Malvar L J: "User's and Theoretical Manual for K&C Concrete Model". Karagozian & Case. Report TR-97-53.1. Dec. 23, 1997. 150 pp.
- [5-11] Malvar L J Crawford J E, Weswiche J W Simons D: "A Plasticity Concrete Material Model for Dyna3D". Internat. Journal of Impact Engineering, Vol 19, Nos 9-10, pp 847-873. Elsevier Science Ltd. 1997.
- [5-12] Riedel W: "Ein makroskopisches, modulares Betonmodell für Hydrocodes mit Verfestigung, Schädigung, Entfestigung, Drei-Invariantenabhängigkeit und Kappe" EMI report 7/98, Freiburg. 1998.
- [5-13] Riedel W, Thoma K, Hiermaier S, Schmolinske E: "Penetration of Reinforced Concrete by BETA-B-500. Numerical Analysis using a New Macroscopic Concrete Model for Hydrocodes". Proceedings of 9<sup>th</sup> International Symposium on Interaction of the Effects of Munitions with Structures, Berlin. 1999. pp315 - 322.
- [5-14] Herrmann W: "Constitutive Equation for the Dynamic Compaction of Ductile Porous Materials". Journal of App. Physics, Vol 40, No 6, 1969. pp. 2490-2499.
- [5-15] AUTODYN: "Theory Manual". Century Dynamics Ltd. Horsham. 1999.

- [6-1] Ågårdh L: "Steel fibre reinforced concrete slabs subjected to blast loads in a shock tube". FOA-R--97-00535-311--SE. FOA. 1997. 34 pp.
- [6-2] Forsberg A-S, Ågårdh L: "Steel fibre reinforced concrete slabs subjected to blast load in a shock tube-Experiments 1997". FOA-R--97-00635-311--SE. FOA. 1997.
- [6-3] Ågårdh L: "FE-Modelling of Fibre Reinforced Concrete Slabs Subjected to Blast Load". J. PHYS. IV FRANCE 7 (1997) Colloque C3, Supplément au Journal de Physique III. d'août, 1997. pp. C3-723-728.
- [6-4] Ågårdh L: "Experiments and FE-modelling of fibre reinforced concrete slabs exposed to blast". Paper presented at the Asia-Pacific Speciality Conference on Fibre Reinforced Concrete, Singapore. Aug. 1997. CI-Premier Conference Organisation, Singapore. Reprint FOA-B--98-00317-311--SE. 8 sid.
- [6-5] Bryntse A: "Perforation of steel fragments at 1500 m/s through steel fibre and conventionally reinforced concrete slabs".FOA-D-97-00304-311--SE. FOA. 1997.
- [6-6] Ågårdh L, Hansson H:" Experimental and Numerical Studies of Fragment Penetration and Perforation of HPC". Proceedings of the 9th International Symposium on Interaction of the Effects of Munitions with Structures. Berlin. 1999.
- [7-1] Ågårdh L, Bolling K G, Laine L: "Fibre Reinforced Concrete Beams Loaded by Impact-Experiments and FE-modelling". FOA-R--9700587-311--SE. FOA. 1997. 45 pp.
- [7-2] Ågårdh L, Laine L: "Experiments and FE-modelling of fibre reinforced concrete beams exposed to impact". Proceedings of the 2nd Asian Pacific Conference on Shock and Impact Loads on Structures, Melbourne. CI-Premier Conference Org. Singapore. Nov. 1997.pp.1-8. Reprint FOA-B--98-00331-311--SE.
- [8-1] Thoma K, Riedel W, Hiermaier S:"Meso Mechanical Modelling of Concrete Shock Response Experiments and Linking to Macro Mechanics by Numerical Analysis". Ernst Mach Institut Freiburg. 1998.
- [8-2] William K J, Warnke E P: "Constitutive Model for the Triaxial Behaviour of Concrete". Seminar on Concrete Structure Subjected to Triaxial Stresses. IABSE Proc. 19, Italy. 1975.
- [9-1] Ågårdh L:"Reserapport från resa till Imperial College, London". FOA, Dnr: 99-1967/S. Mars 1999.
- [9-2] Ågårdh L:"Reserapport från resa till Bundesanstalt für Materialforschung und -Prüfung, Berlin". FOA, Dnr: 99-2566/S. Maj 1999.
- [9-3] Winkler H: Grundsätzliche Untersuchungen zum Geräteinfluss bei der Mehraxialen Druckprüfung von Beton. Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM) HEFT 366. 1985. 152 sid.
- [9-4] Schickert G, Winkler H: "Results of Test Concerning Strength and Strain of Concrete subjected to Multiaxial Compressive Stresses". Deutscher Ausschluß für Stahlbeton, Heft 277, Verlag Wilhelm Ernst und Sohn, Berlin. 1977. 123 s.
- [9-5] Eibl J, Ockert J: "Stoffgesetzliche Grundlagen für die Schockwellenausbreitung im Beton". Schlussbericht zum Forschungsvorhaben BMFT 150 0838. Institut für Massivbau und Baustofftechnologie, Karlsruhe. 1994. 236 sid.
- [9-6] Ockert J: "Ein Stoffgesetz für die Schockwellenausbreitung in Beton". Doktoravhandling, Institut für Massivbau und Baustofftechnologie, Heft 30, Karlsruhe. 1997. 316 sid.

- [9-7] Herrman N, Eible J: "Concrete under Shock Loading-Tests with Contact Charges". Workshop at FOA-Märsta. Proceedings, FOA-R--99-01227-311--SE, Stockholm. Nov. 1999. 16p.
- [9-8] Ågårdh L: "Reserapport från ett besök vid Karlsruhe Universität". FOA, Dnr: 99-2085/S. April 1999.