

Validering av materialmodell for polyvinylklorid (PVC)

Torgrim Østen

Bygg- og miljøteknikk Innlevert: Juni 2012 Hovedveileder: Arild Holm Clausen, KT Medveileder: Marius Andersen, KT

Norges teknisk-naturvitenskapelige universitet Institutt for konstruksjonsteknikk



ÅPEN

MASTEROPPGAVE 2012

FAGOMRÅDE:	DATO:	ANTALL SIDER:
POLYMER	11 JUNI 2012	92 + 53

TITTEL:

Validering av materialmodell for polyvinylklorid (PVC)

Validation of Material Model for Polyvinyl Chloride (PVC)

UTFØRT AV:

Torgrim Østen



SAMMENDRAG:

En ny materialmodell for termoplaster ble utviklet ved SIMLab i 2010. Validering av denne er målet for denne oppgaven. Modellen implementeres i LS-DYNA som en brukerdefinert materialmodell og inneholder 11 parametre som bestemmes gjennom en kalibreringsprosess. For å undersøke modellens gyldighet ble valideringstester gjennomført.

Det ble først gjennomført materialtester på PVC. Disse hadde som formål å gi tilstrekkelig data til kalibreringen. Testene som ble gjennomført var konvensjonelle strekk- og trykktester ved forskjellige tøyningshastigheter. Spenning-tøyningskurver og flytespenninger fra testene ble behandlet og benyttet som grunnlag for kalibreringen av de 11 parametrene.

Kalibreringen av modellen ble gjort med en analytisk metode foreslått av Hovden [5], med en av strekktestene med lavest tøyningshastighet som basis. Den kalibrerte modellen ga godt samsvar med denne testen.

To typer valideringstester (strekk av plate med hull og fallende vekt på fast innspent plate) ble så gjennomført for å undersøke hvor godt modellen kunne representere virkeligheten. Numeriske simuleringer av testene ble utført for å sammenligne responsen i modeller og tester.

Modellen representerte testene godt, men mangel på viskoelastisitet antas at var hovedårsaken som førte til at det oppsto enkelte avvik. Generelt førte en økning i tøyningshastighet til økt avvik i responsen. Forskjeller i spenningsforløp i trykk og strekk kan også ha ført til avvik. Det bør derfor undersøkes videre om det er lønnsomt å inkludere viskoelastisitet i modellen samt en annen måte å representere trykkspenninger på.

FAGLÆRER: Professor Arild H. Clausen

VEILEDER(E): Arild H. Clausen, Marius E. H. Andersen og Anne Serine Ognedal

UTFØRT VED: SIMLab, NTNU

MASTEROPPGAVE 2012

Torgrim Østen

Validering av materialmodell for polyvinylklorid (PVC)

(Validation of Material Model for Polyvinyl Chloride (PVC))

Som et ledd i utviklingen av elementmetoden de siste 45 år har det blitt lagt mye innsats i å etablere modeller som beskriver materialoppførsel under ulike forhold. Relevante parametre er f.eks. tøyningsnivå, tøyningshastighet, temperatur, og i tillegg kan materialet være mer eller mindre anisotropt, viskoelastisk osv. Status pr i dag er at materialmodeller for metaller gjennomgående er mer nøyaktige enn modellene for f.eks plast. Dette er en generell tendens for alle ikke-lineære elementmetodeprogram, inklusive Abaqus og LS-DYNA. SIMLab er involvert i utvikling av forbedrede materialmodeller for termoplaster. En modell for duktile plastmaterialer var klar i 2010, og forskningsaktiviteten fortsetter med andre klasser av materialmodeller for polymerer.

Alle nyutviklede materialmodeller må valideres mot referenaseforsøk i lab, gjerne for ulike plastmaterialer. Først må modellene kalibreres, og da er det nødvendig med informasjon fra materialforsøk. I denne masteroppgaven skal kandidaten arbeide med et PVC-materiale produsert av Kömmerling i Tyskland. Som valideringstester benyttes strekk av plate med hull og fallende last på plate. Testresultatene skal etteregnes og sammenlignes med resultater fra numeriske simuleringer hvor modellen for duktile plastmaterialer er benyttet.

Noen stikkord for aktuelle aktiviteter i masteroppgaven er:

- Litteratur: Polymerer generelt, relevante testresultater, materialmodeller
- Forsøk: Material- og komponenttester. Presentasjon av testresultater
- Kalibrering: Bestemme parametre i materialmodellen.
- Numerisk modellering: Simulering av forsøk. Evaluering av modellen.

Etter samråd med faglærer kan kandidaten konsentrere sitt arbeide til spesielle deler av oppgaven, eller trekke inn andre aspekter.

Besvarelsen skal ha form som en forskningsrapport hvor det legges stor vekt på en klar og oversiktlig presentasjonsform, og den organiseres i henhold til gjeldende retningslinjer.

Veiledere: Arild H. Clausen, Marius E. H. Andersen og Anne Serine Ognedal

Besvarelsen skal leveres til Institutt for konstruksjonsteknikk innen 11. juni 2012.

NTNU, 18. januar 2012

Arild H. Clausen faglærer

Forord

Denne rapporten ble skrevet i forbindelse med undertegnedes Masteroppgave ved NTNU, våren 2012. Valg av tema for oppgaven ble gjort på grunnlag av egen interesse, samt visshet om god veiledning.

Det rettes en stor takk til min hovedveileder professor Arild H. Clausen og medveiledere stipendiat Marius E. H. Andersen og stipendiat Anne Serine Ognedal for kunnskapsrik veiledning og tålmodighet til å svare på alle spørsmål. I tillegg vil jeg takke overingeniør Trond Auestad for håndtering av lab-materiell.

Tre tilsvarende rapporter ble skrevet, for andre typer polymerer, av mine medstudenter Tonje Hegni, Kristin Sælen og Kjetil Vange. Takk for godt samarbeid, både i og utenfor laboratoriet.

Til sist vil jeg takke min familie for verdifulle innspill i utformingen av denne rapporten.

Trondheim, 9. juni 2012

Torgrim $\ensuremath{\textit{Østen}}$

Abstract

A new material model for thermoplastics was developed at SIMLab in 2010. Validation of this model is the main goal of this work. It is implemented in LS-DYNA as a user-defined material model and contains 11 parameters that are ascertained through a calibration procedure. To investigate the validity of the model, tests and numerical simulations were compared.

Material tests for PVC was carried through with the purpose of giving adequate data to the calibration procedure. The tests were conventional tension and compression tests at different strain rates. Stress-strain curves and yield stresses from the tests were processed and used for the calibration of the 11 parameters.

The calibration procedure was based on an analytical method proposed by Hovden [1], with one of the tension tests at the lowest strain rate as a baseline test. The model coincided well with the baseline test after the calibration.

Two types of tests (tension test of a plate and a drop tower test) were carried through to investigate how well the model would represent these. Numerical simulations of the tests were executed to compare the response of the model to the tests.

The material model performed well in reproducing the test results but a lack of viscoelasticity is assumed to be the main cause of certain discrepancies. In general, increased strain rate lead to increased discrepancies in the response. Differences in the stress-strain curves in tension and compression may also have contributed to this. Whether it is feasible to include viscoelasticity and a new way of representing compression stresses should be investigated.

Innhold

Fo	orord		Ι				
\mathbf{A}	bstra	let	III				
1	Inn	ledning	1				
2	Teo	ri	3				
	2.1	PVC	3				
	2.2	Materialmodell	5				
		2.2.1 Del A	6				
		2.2.2 Del B	10				
3	Mat	terialtester	11				
	3.1	Eksperimentelt program	11				
	3.2	Enaksielle strekktester	12				
		3.2.1 Metode og testoppsett	12				
		3.2.2 Databehandling \ldots	15				
		3.2.3 Resultater	19				
		3.2.4 Diskusjon	22				
	3.3	Enaksielle trykktester	23				
		3.3.1 Metode og testoppsett	23				
		3.3.2 Databehandling	25				
		$3.3.3 \text{Resultater} \dots \dots \dots \dots \dots \dots \dots \dots \dots $	28				
		$3.3.4 \text{ Diskusjon} \dots \dots$	31				
4	Kal	ibrering	33				
	4.1	Bestemmelse av ν_0 og β	34				
	4.2	Bestemmelse av $\dot{\varepsilon}_{0A}, C, \sigma_T \text{ og } \alpha \dots \dots$	36				
	4.3	Bestemmelse av $H, \sigma_S, C_R, \bar{\lambda}_L$ og E_0					
	4.4	4 Kontrollsimulering av materialmodellen					
5	Vali	idering - plate med hull	45				
	51	Eksperimentell metode	45				
	0.1	5.1.1 Databehandling	47				
	5.2	Numerisk modell og simulering	49				
	5.3	Sammenligning av resultater	51				
		5.3.1 Tester med hastighet 0,05 mm/s	52				
		5.3.2 Tester med hastighet 0.5 mm/s	57				
		5.3.3 Konturplott av tøyninger	60				
	5.4	Diskusjon	64				

6	6 Validering - fallverk				
	6.1	Eksperimentell metode	67		
	6.2 Numerisk modell og simulering				
	6.3	Sammenligning av resultater	71 71 74		
		$6.3.3 \text{Test 4 og } 5 \ge 200 \text{ J} \dots $	76		
	6.4	Diskusjon	77		
7	Kon	klusjon	79		
8	Vide	ere Arbeid	81		
Ve	dleg	g A1 - Strekktester	A-1		
Vedlegg A2 - Trykktester			A-13		
Vedlegg B - Matlab-kode			B-1		
Vedlegg C1 - Valideringstester, plate med hull			C-1		
Ve	dleg	g C2 - Valideringstester, fallverk	C-7		
Vedlegg D - Representative LS-DYNA .k-filer			D-1		
Re	eferai	nser			

1 INNLEDNING

1 Innledning

Polymerer er forbindelser bestående av lange, kjedeformede molekyler. Eksempler på disse er plast, DNA og proteiner, men i denne rapporten refererer navnet polymerer kun til plast. De kjedeformede molekylene gir en mer kompleks materialoppførsel, sammenlignet med materialer som stål og betong. Polymerers materialegenskaper påvirkes i større grad av temperatur enn stål og betong. I tillegg er polymerers mekaniske egenskaper generelt avhengig av tøyningshastighetene som oppstår i materialet under lastpåkjenning.

PVC (polyvinylklorid) var i 2010 det tredje mest produserte og solgte plastmaterialet i Nord-Amerika og hadde en produksjonsøkning fra 2009 til 2010 på 10% [2]. Egenskaper som god formbarhet, lav vekt, høy styrke relativt til vekt, samt lave produksjonskostnader har ført til at det har blitt større og større fokus på bruk av polymerer i industrien og byggebransjen i de senere år.

Dette økte fokuset har ført til større behov for pålitelige materialmodeller som kan representere polymerer i numeriske simuleringer. Du Bois et al. [3] fant i 2006 at de daværende materialmodeller var langt i fra perfekte. SIMLab utviklet derfor en egen grunnleggende materialmodell som kunne representere termoplasters mekaniske egenskaper. Den ble utviklet spesielt med tanke på å kunne representere plastisk oppførsel [4] og er basert på prinsipper foreslått av Haward og Thackray [5]. I modellen er viskoplastisitet inkludert, men ikke viskoelastisitet. Dette ble utelatt på grunnlag av et kompromiss mellom modellens nøyaktighet og kompleksitet i kalibreringen. I tillegg er ikke brudd inkludert i modellen og er utenfor rammene av denne oppgaven.

Målet med denne oppgaven er å kalibrere modellen etter de mekaniske egenskapene til PVC, for deretter å undersøke hvor godt modellen kan representere denne oppførselen. Modellen inneholder 11 parametre som først skal bestemmes ved hjelp av konvensjonelle strekk- og trykktester. Spenning og tøyning fra testene skal hentes ut og benyttes i kalibreringen av modellen. Kalibreringsprosedyren er basert på arbeid gjennomført av Hovden [1]. To typer laboratorietester skal deretter gjennomføres og numeriske modeller som kan representere disse skal produseres. Data fra lab-testene og de numeriske simuleringene skal til slutt sammenlignes for å gi et bilde av hvor godt modellen kan representere virkeligheten.

Hovden [1] gjorde en tilsvarende studie, med samme materialmodell, på PVC og HDPE og fant at modellen representerte de to materialene godt, men at mangel på viskoelastisitet førte til visse avvik, spesielt ved store tøyninger. Dette, med mer, vil undersøkes i denne oppgaven og dokumenteres i rapporten.

Rapporten tar først for seg en beskrivelse av PVC med fokus på materialegenskaper, samt gir en innføring i de parametre som ligger til grunn for materialmodellen i kapittel 2. Videre blir materialtestene som skulle benyttes til kalibreringen omtalt i kapittel 3. Kalibreringsprosedyren og en kontrollsimulering av modellen basert på to av materialtestene er gjengitt i kapittel 4. Kapittel 5 og 6 tar for seg validering av modellen, med utgangspunkt i to forskjellige tester. Til slutt konkluderes oppgaven i kapittel 7 og forslag til videre arbeid følger i kapittel 8.

2 TEORI

2 Teori

Dette kapittelet tar først for seg materialet PVC, med fokus på materialegenskaper. Deretter vil materialmodellen som er benyttet i denne rapporten bli omtalt.

2.1 PVC

PVC er et termoplastisk, amorft polymer bestående av lange kjeder med vinylklorid. Den kjemiske strukturen er gjengitt i figur 2.1. Amorfiteten skyldes at kloratomene er mye større enn karbon- og hydrogenatomene og at kloratomene som er bundet fast til karbonatomene har stor elektronegativitet i forhold til karbon og hydrogen. Dette fører til at bindingene mellom kloratomene og karbonatomene blir polare og kloratomene blir negative poler i kjedene. Disse polene vil frastøte seg andre kloratomer og det kan dermed ikke oppstå krystalline områder i materialet [4].



Figur 2.1: Kjemisk struktur for PVC [6]

Materialegenskapene til PVC er i hovedsak styrt av svake van der Waalske krefter mellom molekylkjedene og kovalente bindinger (elektronparbindinger) mellom atomene innad i kjedene. De svake van der Waals-kreftene dannes mellom dipoler som oppstår langs kjedene på grunn av atomenes forskjell i elektronaffinitet, det vil si hvor sterkt atomet trekker i elektronene som inngår i kovalensbindingen. I det elastiske området er det van der Waals-kreftene som i hovedsak styrer stivheten til materialet. Dette kommer av at molekylkjedene er sammenfloket i en uorganisert struktur som, når de blir påsatt en kraft, vil begynne å rette seg ut i et mer organisert system hvor de van der Waalske kreftene virker mellom kjedene. Det organiserte systemet har lavere entropi enn den opprinnelige likevektstilstanden og vil, når kraften fjernes, gå tilbake til likevektstilstanden fordi det her er størst entropi [7].

Polymerer som PVC har, sammenlignet med metaller, en mye lavere elastisitetsmodul. Dette kommer av at i det elastiske området er det to forskjellige bindingstyper som styrer materialoppførselen. I metallene er det sterke metallbindinger som kommer av at metallatomene deler elektronene, mens i polymerer er det svake van der Waals-bindinger.

PVC tåler betydelig plastisk deformasjon før det går til brudd. Mekanismen bak denne plastisiteten ligger i hvordan molekylkjedene orienterer seg under lastpåkjenning. Figur 2.2

viser et polymermateriale som er påkjent av en kraft. I (a) deformeres materialet elastisk før den (b) plastiske oppførselen inntreffer når flytespenningen nås og innsnøring oppstår. (c) Når alle molekylkjedene har orientert seg i strekkretningen vil spenningen igjen begynne å øke da det nå er de kovalente bindingene som mer og mer begynner å trekkes fra hverandre.



Figur 2.2: Skjematisk framstilling av strekking av et polymer, spenning-tøyningskurve for utstrekking av et polymermateriale [7]

Typisk for PVC er at et spenning-tøyningsplott får en viss avfastning med et fall i spenning etter flytning og deretter et lengre område med plastiske deformasjoner med en gradvis økende spenning. PVC innehar en viss viskoelastisk og en tydelig viskoplastisk effekt. Viskoelastisitet gjør blant annet at materialets elastisitetsmodul endrer seg med tøyningshastigheten. En økning i tøyningshastighet fører derfor til en økning i E-modulen. Viskoplastisitet gjør at flytespenningen øker ved økt tøyningshastighet og den påfølgende spenningskurven i det plastiske området vil ligge delvis parallelt med kurven til en tilsvarende test med lavere tøyningshastighet. Figur 2.3 viser typiske spenningskurver for strekktester ved tre ulike nominelle tøyningshastighet fører til en økning i flytespenning samt en marginal økning i E-modul. Richeton et al. [8] fant et skille ved nominelle tøyningshastigheter under $10^{-2}s^{-1}$ for polymerene PAI, PMMA og PC. Dette vises på figuren ved at kurven med lavest tøyningshastighet har større helning i fastningsområdet enn de to andre. Dette er omtalt i detalj i kapittel 3.2.3.



Figur 2.3: Spenning-tøyningsplott for en strekktest av PVC

2.2 Materialmodell

Dette kapittelet gir en innføring i materialmodellen som er brukt i forbindelse med de numeriske simuleringene. Denne er utviklet ved SIMLab av Polanco-Loria et al. og store deler av dette kapittelet er en gjengivelse av [9], der andre kilder ikke er oppgitt. Materialmodellen er delt inn i to reologiske deler, A og B og hver del blir beskrevet i hvert sitt underkapittel.

Figur 2.4 viser de reologiske elementene som inngår i modellen. Del A består av en fjær i serie med en viskøs demper og et friksjonselement i parallell. Del B består av et fjærelement. Spenningsforløpet for modellen avhenger av de forskjellige elementene i modellen, som her er delt i tre, hvor fargene samsvarer med figur 2.4:

- 1) Det elastiske området styres av fjæren i del A.
- 2) Flytning og initiell fastning/avfastning er styrt av de parallelle elementene; demperen og friksjonselementet, i del A.
- 3) Fastning ved større deformasjoner styres av fjæren i del B

Hvert element er beskrevet av et sett parametre og er nærmere omtalt i de følgende underkapitler 2.2.1 og 2.2.2.

Del A og del B har samme deformasjonsgradient $\mathbf{F} = \mathbf{F}_A = \mathbf{F}_B$ og spenningen i modellen blir dermed en sum av spenningen i A og B; $\boldsymbol{\sigma} = \boldsymbol{\sigma}_A + \boldsymbol{\sigma}_B$.



Figur 2.4: Skjematisk framstilling av den reologiske modellen brukt i materialmodellen [10]

2.2.1 Del A

Del A inneholder 9 av de totalt 11 parametrene i materialmodellen. Disse er oppsummert i tabell 2.1.

,			
Fjær A	$\begin{array}{c} E_0\\ \nu_0 \end{array}$	Elastisitetsmodul Tverrkontraksjonstall	
Friksjonselement	$\begin{array}{l} \alpha \\ \beta \\ \sigma_T \\ \sigma_S \\ H \end{array}$	Forholdet mellom flytespenning i enaksielt trykk og strekk Koeffisient som kontrollerer plastiske volumtøyninger Flytespenning i enaksielt strekk Platåspenning (Saturation stress) Koeffisient som styrer initiell fastning/avfastning	
Demper	$\dot{arepsilon}_{0A}$ C	Referansetøyningshastighet Koeffisient som angir sensitivitet for tøyningshastighet	

Tabell 2.1: Materialparametre forbundet med del A

Elastisitetsmodulen, E_0 og tverrkontraksjonstallet, ν_0 , kontrollerer materialmodellens oppførsel i det lineære, elastiske området, fram til flytning. Materialmodellen innehar en hyperelastisk modell som kan definere fastning eller avfastning etter flytning.

Fram til flytning innehar materialmodellen en såkalt Neo-Hookes(Neo-Hookean) hyperelastisk modell som initielt har en lineær spenningskurve, men som kan ha en ikke-lineær oppførsel når det nærmer seg flytespenningen ved at stigningstallet på kurven endrer seg. Spenningsbidraget fra del A i dette området er definert som

$$\boldsymbol{\sigma}_{A} = \frac{1}{J_{A}^{e}} (\lambda_{0} \ln \left(J_{A}^{e}\right) \mathbf{I} + \mu_{0} [\mathbf{B}_{A}^{e} - \mathbf{I}])$$
(2.1)

Her er λ_0 og μ_0 de klassiske Lamé-konstantene i isotrop elastisitetsteori, J_A^e er definert som determinanten til den elastiske delen til deformasjonsgradienten, $J_A^e = det(\mathbf{F}_A^e)$, $\mathbf{B}_A^e = \mathbf{F}_A^e(\mathbf{F}_A^e)^T$ er den elastiske venstre Cauchy-Green deformasjonstensoren og I er andre ordens enhetstensor. Sammenhengen mellom λ_0 , μ_0 , E_0 og ν_0 er gitt ved

$$\lambda_0 = \frac{E_0 \nu_0}{(1+\nu)(1-2\nu)} \tag{2.2}$$

$$\mu_0 = \frac{E_0}{2(1+\nu)} \tag{2.3}$$

Det viskoplastiske området definert av friksjonselementet og demperen flyter når følgende flytekriterie er oppnådd

$$f_A = \bar{\sigma}_A - \sigma_T - R = 0 \tag{2.4}$$

 σ_T er flytespenningen i enaksielt strekk, som definert tidligere, og inngår som en parameter i modellen. Ekvivalent spenning, $\bar{\sigma}_A$, definert av Raghava et al. [11], er gitt fra

$$\bar{\sigma}_A = \frac{(\alpha - 1)I_{1A} + \sqrt{(\alpha - 1)^2 I_{1A}^2 + 12\alpha J_{2A}}}{2\alpha}$$
(2.5)

hvor spenningsinvariantene, I_{1A} og J_{2A} , er definert som [12]

$$I_{1A} = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3 \tag{2.6}$$

$$J_{2A} = \frac{1}{6} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]$$
(2.7)

Her er σ_1 , σ_2 og σ_3 hovedspenningene. α er definert som forholdet mellom flytespenningene i enaksielt trykk og enaksielt strekk ved en gitt tøyningshastighet, dvs.

$$\alpha = |\sigma_C / \sigma_T| \tag{2.8}$$

Denne parameteren definerer trykksensitiviteten i modellen ved at flytespenning i strekk, σ_T , skaleres med faktoren α for å gi flytespenning i trykk, σ_C . Settes α lik 1 vil den ekvivalente spenningen σ_A reduseres til von Mises' flytekriterie.

Den isotrope fastningen R, i ligning (2.4), er en funksjon av de akkumulerte plastiske tøyningene, $\bar{\varepsilon}_A^p$, og representerer formen på spenningskurven i fastnings-/avfastningsområdet etter flytning. R er definert som

$$R(\bar{\varepsilon}_A^p) = (\sigma_S - \sigma_T)[1 - exp(-H\bar{\varepsilon}_A^p)]$$
(2.9)

Platåspenningen, σ_S , definerer grensen som spenningskurven går mot i del A, når de plastiske tøyningene går mot uendelig. H er en parameter som justeres for å få en best mulig kurvetilpasning fra initiell flytning, fram til platået σ_S . Parametrene σ_T , σ_S , H og E_0 er illustrert i figur 2.5. Når $\sigma_S > \sigma_T$ vil fastning oppstå og når $\sigma_S < \sigma_T$ vil en få avfastning. Formen på fastning/avfastningskurven er en funksjon av H.



Figur 2.5: Illustrasjon av parametrene σ_T , σ_S , H og E_0 , fra del A

Demperen gir modellens tøyningshastighetsavhengighet. Den grunnleggende oppførselen til demperen følger en ikke-assosiativ flytelov, dvs.

$$\bar{\mathbf{L}}_{A}^{p} = \dot{\bar{\varepsilon}}_{A}^{p} \frac{\partial g_{A}}{\partial \bar{\boldsymbol{\Sigma}}_{A}} \tag{2.10}$$

Denne ble benyttet fordi Polanco-Loria et al. [9] fant at en assosiativ flytelov predikerte unaturlig store plastiske volumtøyninger. En funksjon for det plastiske potensialet, g_A , er definert som

$$g_A = \frac{(\beta - 1)I_{1A} + \sqrt{(\beta - 1)^2 I_{1A}^2 + 12\beta J_{2A}}}{2\beta}$$
(2.11)

Her er β en koeffisient som kontrollerer de plastiske volumtøyningen definert som

$$\beta = \frac{2-\rho}{1+\rho} \tag{2.12}$$

hvor kontraksjonsforholdet ρ er definert fra

$$\rho = -\frac{\varepsilon_2^p}{\varepsilon_1^p} \tag{2.13}$$

Her er ε_1^p og ε_2^p er de plastiske hovedtøyningene. Når $\rho = 0, 5$ er $\beta = 1$ og det oppstår ingen plastiske volumtøyninger i materialet og dermed ingen volumendring. Det plastiske potensialet g_A degenereres dermed til von Mises' flytekriterie.

Den plastiske tøyningshastigheten for del A, $\dot{\tilde{\varepsilon}}_A^p$ i (2.10), settes lik 0 for $f_A \leq 0$ (før flytespenning oppnås), og er etter flytning definert som

$$\dot{\bar{\varepsilon}}_{A}^{p} = \dot{\bar{\varepsilon}}_{0A} \left\{ exp \left[\frac{1}{C} \left(\frac{\bar{\sigma}_{A}}{\sigma_{T} + R} - 1 \right) - 1 \right] \right\}$$
(2.14)

 $\dot{\varepsilon}_{0A}$ er definert som tøyningshastigheten i en enaksiell referansetest ved flytning og C er en koeffisient som angir hvor mye flytespenningen, og den påfølgende plastiske delen av spenningskurven, øker ved en økt tøyningshastighet.

2.2.2 Del B

En gummielastisk modell, foreslått av Arruda og Boyce [13] ble benyttet for å representere del B. De to siste parametrene i materialmodellen inngår i del B; grense-strekk (locking stretch) $\bar{\lambda}_L$, som er assosiert med tøyningen ved maksimalt strekk av polymerkjeden og C_R som er den initielle elastisitetsmodulen i del B. Disse parametrene inngår i ligningen for spenningsbidraget fra del B som følger

$$\boldsymbol{\sigma}_{B} = \frac{1}{J_{B}} \frac{C_{R}}{3} \frac{\bar{\lambda}_{L}}{\bar{\lambda}} \mathscr{L}^{-1} \left(\frac{\bar{\lambda}}{\bar{\lambda}_{L}}\right) \left(\mathbf{B}_{B}^{*} - \bar{\lambda}^{2} \mathbf{I}\right)$$
(2.15)

Her er $J_B = det(\mathbf{F}), \ \bar{\lambda} = \sqrt{\frac{1}{3}tr(\mathbf{B}_B^*)}$ effektivt formendringsstrekk (effective distortional stretch), $\mathbf{B}_B^* = \mathbf{F}_B^*(\mathbf{F}_B^*)^T$ formendringskomponenten av venstre Cauchy-Green deformasjonstensor (distortional left Cauchy-Green deformation tensor), $\mathbf{F}_B^* = J_B^{-1/3}\mathbf{F}_B$ formendringdsdelen av \mathbf{F}_B (the distortional part of \mathbf{F}_B) og $\mathscr{L}^{-1}(\circ)$ den inverse av Langevinfunksjonen definert som

$$\mathscr{L}(x) = \coth x - \frac{1}{x} \tag{2.16}$$

3 MATERIALTESTER

3 Materialtester

I det følgende er laboratoriearbeidet forbundet med materialtestingen presentert. Først følger en kort omtale av det eksperimentelle programmet i kapittel 3.1, før strekktestingen, kapittel 3.2, og deretter trykktestingen, kapittel 3.3, blir omtalt.

3.1 Eksperimentelt program

Det ble utført 11 enaksielle strekktester og 5 trykktester på standardiserte prøvestykker, ved ulike hastigheter, som skulle gi nødvendig data til kalibrering av materialmodellen.

6 strekktester, med tykkelse 5 mm, ble gjennomført. Disse var delt inn i 3 testparalleller med 3 forskjellige nominelle tøyningshastigheter. Dette ble gjort for å gi data til kalibreringen av materialmodellen.

Trykktestene ble gjennomført ved samme nominelle tøyningshastigheter som strekktestene. Dette ble gjort for å gi tilstrekkelig data til kalibreringen, for å kunne inkludere trykksensitivitet. Alle trykktestene, unntatt én, ble tatt fra andre PVC-plater enn strekktestene. For å undersøke om det var noen forskjell i materialene ble det gjennomført 5 strekktester på de samme platene som trykktestene ble hentet fra. Disse prøvestykkene hadde en tykkelse 10 mm.

Materialet som ble benyttet i det eksperimentelle arbeidet var levert av Profine og produsert av tyske Kömmerling Kunststoffe av typen KömaDur Profine ES 669. Prøvestykkene ble tatt fra plater med en tykkelse på 5 og 10 mm som ble levert i 2011. Mekaniske enskaper, som rapportert fra produsent, er gjengitt i tabell 3.1.

Masset et thet	$1430\mathrm{kg/m^3}$
Strekk fasthet	$\geq 48 \mathrm{MPa}$
Forlengelse ved brudd	$\geq 20\%$
B øye fasthet	$\geq 75\mathrm{MPa}$
Trykk fasthet	$\geq 65\mathrm{MPa}$
Elastisitets modul	$\geq 2500\mathrm{MPa}$

Tabell 3.1: Mekaniske egenskaper rapportert fra produsenten [14]

3.2 Enaksielle strekktester

Dette kapittelet tar for seg strekktestene. Metode, testoppsett, behandling av laboratoriedata samt resultat og diskusjon er presentert her.

3.2.1 Metode og testoppsett

De enaksielle strekktestene ble utført i en DARTEC M 1000 RK prøvemaskin. Lastcellen til maskinen hadde en kapasitet på 20 kN. Prøveoppsettet er gjengitt i figur 3.1 (a) og her vises prøvestykket som er festet i maskinen samt kamera og belysning. Alle testene var utstyrt med kamera for å ta bilder underveis. Prøvenes tykkelse og bredde ble målt med digitalt skyvelær i parallellområdet og deretter spraymalt med hvit og svart spray på sideflaten som skulle vende mot kameraet for å gi et fint, svartprikkete mønster. Dette ble gjort for å kunne få ut forskyvningsfeltet ved hjelp av bildekorreleringsprogrammet 7D, som er beskrevet nærmere i kapittel 3.2.2. Det var viktig at dette mønsteret hadde jevnt fordelte, svarte prikker utover hele prøvestykkets sideflate for å gi best mulige resultater i 7D. Det måtte i tillegg sprayes kort tid før testen ble gjennomført for å unngå at malingen skulle sprekke under testforløpet. Et slikt mønster kan sees i figur 3.1 (b).



(a) Testoppsett

(b) 7D bilde

Figur 3.1: (a) Testoppsett som viser prøvestykket innsatt i maskinen før testing og (b) bilde fra 7D

Prøvestykket ble så festet i testmaskinen med kileformede klembakker som vist i figur 3.2.



Figur 3.2: Innfestingen av prøvestykket i testmaskinen sett fra siden

Alle testene ble gjennomført med geometrien vist på figur 3.3. Seks av testene hadde en tykkelse (t) på 5 mm mens de resterende fem hadde en tykkelse på 10 mm. Prøvestykkene ble utskåret fra to PVC-plater med en tykkelse på henholdsvis 5 mm og 10 mm, slik at strekkretningen var den samme som ekstruderingsretningen.



Figur 3.3: Strekkprøvestykkenes geometri, mål angitt i mm

Tøyningshastighetene som ble brukt var bestemt på forhånd for å gi tilstrekkelig data for kalibreringsprosedyren. Forskyvningshastigheten ble så beregnet fra følgende ligning:

$$v = \dot{\varepsilon}_{nom} L_0 \tag{3.1}$$

Her er $\dot{\varepsilon}_{nom}$ nominell tøyningshastighet og L_0 lengden av parallellområdet på prøvestykket, 33 mm.

Testene ble kjørt helt til prøven hadde gått til brudd. Dersom den ikke gjorde det ble testen kjørt til en stor del av parallellområdet hadde fått innsnøring som vist i figur 3.4, ved en forskyvning på ca. 40 mm. Påsatt kraft og forskyvning i testmaskinen ble logget og 100-200 bilder ble tatt av hver test, med en konstant bildefrekvens basert på forskyvningshastighet. Disse bildene ble senere brukt i 7D.



Figur 3.4: To prøvestykker etter endt test med forskjellig tøyningshastighet

En oversikt over strekktestene med tilhørende tykkelser, tøyningshastigheter samt forskyvningshastigheter er vist i tabell 3.2. Disse blir i det følgende referert til som PVC-T# (evt. bare T#) hvor # er nummeret som står i kolonne 1 i tabellen og T står for tension.

Tabell 3.2: Oversikt over alle strekktestene som ble gjennomført, mål tatt fra midtsnitt. Merk at mål i parentes er tatt etter fullført test i bruddsnittet, der det lot seg gjøre, og er dermed kun et estimat.

Test #	Tykkelse [mm]	Bredde [mm]	$\dot{\varepsilon}_{nom} \left[\mathbf{s^{-1}} \right]$	Hastighet $[mm/s]$
1	5,02(3,5)	11,97(8,5)	10^{-3}	0,033
2	5,02 $(3,6)$	11,97(8,5)	10^{-3}	0,033
3	4,93~(2,9)	11,97(7,1)	10^{-2}	0,33
4	$5,04\ (2,9)$	11,96(7,2)	10^{-2}	$0,\!33$
5	4,98(3,1)	11,96(7,8)	10^{-1}	$3,\!3$
6	$5{,}03$ $(3{,}0)$	$11,95\ (7,4)$	10^{-1}	3,3
7	$10,06\ (6,7)$	11,98(7,9)	$10^{-2,5}$	0,1044
8	10,08 (6,9)	$11,97\ (8,3)$	$10^{-2,5}$	$0,\!1044$
9	$10,08\ (6,7)$	$11,95\ (8,6)$	10^{-2}	$0,\!33$
10	$10,06\ (6,6)$	$11,97\ (7,9)$	10^{-1}	$3,\!3$
11	$10,00\ (7,2)$	$11,93\ (8,6)$	10^{-3}	0,033

3.2.2 Databehandling

Dette underkapittelet tar for seg hvordan tøyningene ble hentet ut fra laboratoriedata og deretter hvordan spenningene ble beregnet fra tøyningene.

Bildene som ble tatt underveis i testene ble videre behandlet av dataprogrammet 7D. Et representativt bilde er gjengitt i figur 3.1 (b).

I dette programmet ble det angitt et område som skulle analyseres på testens referansebilde, det vil si det første bilde før lasten ble påsatt. Hele parallellområdet på prøvestykket ble valgt for å få ut mest mulig informasjon da innsnøringen ikke alltid skjedde i senter av prøvestykket. Programmet delte opp det angitte området i et rutenett og hver node i nettet ble angitt en gråtoneverdi basert på det omkringliggende mønsteret. Denne verdien ble sammenlignet med referansebildet og 7D kunne ut i fra dette beregne forskyvningsfeltet [15].

For hvert bilde som ble analysert, rapporterte 7D en prosentfaktor som var et uttrykk for hvor mye av bildet som ble gjenkjent i forhold til referansebildet. Når faktoren var under 100 ble dette vist som "hull" i forskyvningsfeltet. I disse områdene fantes det ikke lenger noen informasjon om forskyvninger og dermed heller ikke tøyninger. Disse hullene oppsto vanligvis i områder med svært store deformasjoner, der prikkemønsteret ble utstrakt, som vist i figur 3.5. I alle testene som ble gjennomført var det mulig å få ut et forskyvningsfelt med en faktor 100 eller nær 100 for tilnærmet hele deformasjonsforløpet med standardinnstillingene i 7D. Programmet beregnet deretter tøyningene, deriblant sanne hovedtøyninger.



Figur 3.5: Bilde fra 7D hvor programmet rapporterte under 100 %gjenkjenning grunnet store deformasjoner. Stipling markerer problemområdet.

Skjærtøyningen ble hentet ut fra 7D for alle testene og det viste seg at disse var ubetydelige, normalt $\leq 0,03$ gjennom hele testforløpet. De sanne hovedtøyningene ble derfor satt lik koordinattøyningen lengde- og tverrtøyning. Disse ble hentet ut i form av en Matlab-fil. Denne filen inneholdt én matrise per bilde og hver matrise inneholdt tøyningene for det korresponderende bildet. Denne filen ble behandlet med et egenprodusert Matlab-program hvor koden til dette finnes i Vedlegg B, Program 1. Dette programmet ble brukt til å beregne hvilket snitt som hadde størst lengde- og tverrtøyning (langs prøvestykkets lengde- og breddeakse) for alle bildene i testforløpet. Mellom hvert snitt var det ca. 0,4 mm; hele parallellområdet på 33 mm besto av ca. 80 snitt i lengderetningen. Dette ble brukt som et mål på å lokalisere hvor innsnøringen først startet. Deretter ble tøyningene for dette snittet hentet ut ved å beregne en gjennomsnittlig tøyning over bredden. I figur 3.6 (a) er snittet i matrisen med størst gjennomsnittlig lengde- og tverrtøyning, plottet mot forsøkstiden. Verdiene langs ordinataksen gjengir radnummeret i matrisen som igjen kan knyttes til bestemte snitt langs prøvestykket. Figuren viser at plasseringen av det snittet med størst tøyninger varierte veldig fram til ca. 100 s hvor det så skjedde en stabilisering fram mot 200 s. Figur 3.6 (b) viser at flytning oppsto ved ca. 130 s som korresponderer med en tøyningslokalisering fram mot 200 s fra (a). Spenningen i (b) er hentet ut fra snitt 34, det vil si i det snittet der tøyningene var størst rett etter tøyningslokaliseringen og dermed flytning og innsnøring. På denne måten ble tøyningene hentet ut fra det snittet hvor innsnøring først oppsto fra testbildene i alle testene.



Figur 3.6: (a) Snittet med størst gjennomsnittlige lengde- og tverrtøyning og (b) spenningtid for PVC-T1, snitt 34

For å beregne spenningene kontinuerlig gjennom testforløpet ble det tatt utgangspunkt i sann tøyning for prøvestykkets tre hovedakser; lengde-, bredde- og tykkelsesaksen. Sann lengdetøyning ε_l , sann breddetøyning ε_b og sann tykkelsestøyning ε_t er definert som [4]:

$$\varepsilon_l = \ln \frac{L}{L_0} \tag{3.2}$$

$$\varepsilon_b = \ln \frac{b}{b_0} \to b = b_0 e^{\varepsilon_b} \tag{3.3}$$

$$\varepsilon_t = \ln \frac{t}{t_0} \to t = t_0 e^{\varepsilon_t} \tag{3.4}$$

Her er L_0 , b_0 , t_0 , L, b og t henholdsvis lengde, bredde og tykkelse i initiell konfigurasjon og etter en gitt forskyvning. Prøvestykkenes bredde og tykkelse ble målt før og etter test (se tabell 3.2). Dette ble gjort for å kunne beregne forholdet mellom opprinnelig bredde og deformert bredde samt forholdet mellom opprinnelig tykkelse og deformert tykkelse for å anslå om materialet var isotropt eller ikke. Forholdstallene er gjengitt i tabell 3.3.

Tabell 3.3: Forholdstall for bredde- og tykkelseskontraksjon. Tall i kursiv angir tester som ikke gikk til brudd

Test $\#$	$\mathbf{b}/\mathbf{b_0}$	$\mathbf{t}/\mathbf{t_0}$
1	0,70	0,71
2	0,71	0,71
3	$0,\!59$	$0,\!59$
4	$0,\!58$	$0,\!60$
5	$0,\!62$	$0,\!65$
6	$0,\!60$	$0,\!62$
7	$0,\!66$	$0,\!66$
8	$0,\!68$	$0,\!69$
9	$0,\!66$	0,72
10	$0,\!66$	$0,\!66$
11	0,72	0,72

Det fremgår av tabell 3.3 at forholdstallene er mer eller mindre identiske for flere av testene. I noen tilfeller, ved brudd, var det problematisk å måle tykkelse og bredde på grunn av en ujevn bruddflate. Dersom en ser på testene som ikke gikk til brudd (1, 2 og 11) og sammenligner forholdstallene stemmer disse godt. Det betyr at materialet ble antatt isotropt, som er i tråd med det Hovden [1] og Moura et al. [15] fant i sine studier av PVC. Bredde- og tykkelsestøyning kan dermed settes lik hverandre og ved å kombinere ligning (3.3) og (3.4) fås følgende ligning for arealet

$$A = bt = b_0 t_0 e^{2\varepsilon_b} = A_0 e^{2\varepsilon_b} \tag{3.5}$$

Sann spenning ble dermed beregnet fra

$$\sigma = \frac{F}{A} = \frac{F}{A_0 e^{2\varepsilon_b}} \tag{3.6}$$

En korrigert forskyvning ble beregnet ved hjelp av en bildeanalyse av testbildene for PVC-T1 med Program 2, Vedlegg B. Prøvestykket ble målt fra nedre til øvre innfesting på hvert testbilde, som vist i figur 3.7. Dette ble gjort for å undersøke om den loggede forskyvningen i testmaskinen ble påvirket av glidning mellom prøvestykket og klembakkene, samt deformasjoner i selve maskinen.



Figur 3.7: Målt avstand for å anslå korrigert forskyvning

Logget forskyvning og målt forskyvning for to av testene er vist i figur 3.8. Figurene viser at det er et marginalt avvik mellom de to kurvene for den laveste og den høyeste tøyningshastigheten. Dette vil sannsynligvis ikke påvirke spenning-tøyningskurvene i betydelig grad. Det ble derfor ikke gått videre med forskyvningsmåling av de andre testene da det ble antatt at avviket også i disse, var av samme størrelse og form.



Figur 3.8: Sammenligning av kraft-forskyvning med korrigert forskyvningsakse for (a) T1 og (b) T5

3.2.3 Resultater

I det følgende kapittelet er det presentert resultater fra de enaksielle strekktestene. Det er lagt vekt på testene T1 til T6 og data fra disse, som ble benyttet i kalibreringsprosessen. En oversikt over alle strekktestene med plott for kraft-forskyvning, sann spenninglengdetøyning og ρ -lengdetøyning, inkludert prøvedata, er gjengitt i Vedlegg A1.

Testene T1 til og med T6 hadde alle en tykkelse på ca. 5 mm. Testene var parvis like for å kunne si noe om repeterbarheten til testen. T1 og T2 var identiske med tanke på tøyningshastighet og geometri, det samme var T3 og T4 samt T5 og T6. Kraft-forskyvningsplott og spenning-tøyningsplott av disse er vist i figur 3.9.



Figur 3.9: (a) Kraft-forskyvningsplott og (b) sann spenning plottet mot lengdetøyning for testene T1-T6

I (b) vises den viskoplastiske effekten; økt nominell tøyningshastighet førte til økt flytespenning og dermed økt maksimal last. Flytespenningen er her definert som lokalt maksimumspunkt på spenning-tøyningsplottet etter initielt elastisk område. En viss viskoelastisk effekt kan også sees i (b) i form av økt E-modul i det elastiske området. Dette gjenspeiles i at alle testene, selv ved økt tøyningshastighet, oppnådde flytespenning ved en lengdetøyning på ca. 0,05.

En sammenligning av beregnede E-moduler for de seks testene er vist i figur 3.10. Her ble E-modulene beregnet ved å ta ut spenningen fra et punkt på kurven ved ca. 80 % av flytespenningen og dividere med tøyningen i dette punktet. Grunnet til tider få datapunkter, gir dette kun et estimat av E-modulen. I tillegg er ikke nødvendigvis tøyningshastighetene eksakt lik 10^{-3} , 10^{-2} eller $10^{-1} s^{-1}$ ved flytning, men en kan se en tendens til økende E-modul ved økt tøyningshastighet.



Figur 3.10: Beregnede E-moduler for T1-T6

De respektive testparallellene viser god repeterbarhet i kraft-forskyvningskurvene spesielt med tanke på maksimal last. Initiering av brudd i T3, T4, T5 og T6 vil variere avhengig av tilstedeværelse av partikler og poredannelse i materialet [16]. Det er ikke oppgitt noe informasjon fra produsenten av materialet om hvorvidt det er tilsatt partikler, men ved undersøkelse av bruddflatene ble det i enkelte tester avdekket tegn til poredannelser rundt partikler. Dette kan forklare at, for eksempel T5 gikk til brudd ved ca. 22 mm forskyvning, mens T6 ble strukket drøyt 10 mm lenger. Det var i tillegg små variasjoner i tykkelsen (opptil 1%) blant prøvestykkene som også kan ha påvirket resultatene.

Richeton et al. [8] fant at en trykktest med tøyningshastighet på $10^{-2} s^{-1}$ ga betydelig temperaturøkning i polymerene PAI, PMMA og PC. Dette medførte at en test med tøyningshastighet på $10^{-3} s^{-1}$ fikk en økt fastning ved store tøyninger i forhold til høyere tøyningshastigheter på grunn av mindre temperaturøkning. Figur 3.9 (b) viser at testene med den laveste tøyningshastigheten ga større fastning ved lengdetøyning større enn ca. 0,2, i samsvar med det Richeton rapporterte.

I tabell 3.4 er det vist maksimal last og flytespenning fra alle strekktestene. Testene med tykkelse 10 mm har noe lavere flytespenning enn de øvrige testene med tilsvarende tøyningshastighet. Flytespenningen ble beregnet fra tverrtøyningen under antagelsen om at denne er lik minste hovedtøyning, som ble tatt ut fra 7D. De tykke testene kan ha fått en mer kompleks spenningstilstand ved innsnøring, med spenninger i mer enn én retning,

3 MATERIALTESTER

og dermed hovedtøyninger som ikke var lik koordinattøyningene. Dette kan ha medført flytning ved en lavere sann spenning i lengderetningen.

Test $\#$	$\dot{\varepsilon}_{nom} \left[\mathbf{s^{-1}} \right]$	Last ved flytning [N]	Flytespenning [MPa]
1	10^{-3}	2788	47,8
2	10^{-3}	2785	47,7
3	10^{-2}	2993	52,3
4	10^{-2}	3052	52,3
5	10^{-1}	3406	59,4
6	10^{-1}	3411	58,3
7	$10^{-2,5}$	5673	48,4
8	$10^{-2,5}$	5660	48,5
9	10^{-2}	5921	$50,\!6$
10	10^{-1}	6502	55,7
11	10^{-3}	5377	46,7

Tabell 3.4: Oversikt over alle strekktestene med laster og flytespenninger

Figur 3.11 viser en betydelig tøyningshastighetseffekt på flytespenningen. En økning på ca. 10 % i flytespenningen oppstår når tøyningshastigheten økes med en faktor 10.



Figur 3.11: Plott av flytespenning som en funksjon av tøyingshastighet, test T1-T6

Et plott av kontraksjonsforholdet ρ (definert i ligning (2.13)) for test T1, er gjengitt i figur 3.12. Dette viser forholdet mellom tverrtøyning og lengdetøyning som funksjon av lengdetøyning. Som det fremgår av figuren ligger forholdet i området rundt 0,4 for denne testen. Ved $\rho = 0,5$ oppstår det, som nevnt tidligere, ingen plastiske volumtøyninger. Det

viste seg at dette også gjaldt for de øvrige testene og det var dermed en viss volumøkning i strekktestene. Videre ble det observert at tverrkontraksjonen ν var i området 0,3 for alle testene.



Figur 3.12: Kontraksjonsforhold for test T1

3.2.4 Diskusjon

Dersom prøvestykket ble montert med en liten skråstilling i maskinen ville det ikke oppstå en enaksiell spenningstilstand. Det ble derfor fokusert på å ivareta en omhyggelig montering. Repeterbarheten på kraft-forskyvningskurvene og spenning-tøyningskurvene tilsier at dette ikke var noe problem.

Databehandlingen med uttak av tøyninger ved innsnøring kan ha medført visse variasjoner ut i fra hvilket snitt tøyningene ble hentet fra. Snittet ble bestemt ut i fra det snittet som til enhver tid hadde maksimale tøyninger og plottet mot tiden (jf. figur 3.6 (a)) etter at de maksimale tøyningene hadde stabilisert seg i ett snitt. Siden snittet med maksimale tøyninger ikke var konstant etter flytning ga dette en viss vilkårlighet i uttaket av tøyningene. Avstanden mellom hvert snitt, 0,4 mm, ga også rom for avvik. En sammenligning av to snitt, 2 mm fra hverandre, ga et maksimalt avvik i tøyninger, ved slutten av testtiden på 5 %. Figur 3.13 viser en sammenligning av disse to snittene. Spenning-tøyningskurven er sensitiv for hvilket snitt tøyningene ble hentet ut fra, spesielt ved store tøyninger når avviket øker.

Tøyningene ble forsøkt midlet over hele bredden og over en viss stripe. Det viste seg at en midling over *hele* bredden ga nær identisk tøyning som med et uttak over en *viss* bredde, bare med mindre støy.



Figur 3.13: Sammenligning av lengdetøyninger tatt 2 mm fra hverandre. (a) tøyning-tid og (b) spenning-tøyning.

Figur 3.8 viste at det var minimalt avvik mellom logget forskyvning og reell forskyvning for testene. Det er rimelig å anta at dette gjaldt for alle testene da det var to representative tester ved forskjellige tøyningshastigheter som ble undersøkt.

Bridgman korrigering ble ikke benyttet ved beregning av spenninger på grunnlag av de funn Hovden [1] gjorde i sin studie.

3.3 Enaksielle trykktester

Dette kapittelet tar for seg trykktestene. Metode, testoppsett, behandling av laboratoriedata samt resultat og diskusjon er presentert her.

3.3.1 Metode og testoppsett

De enaksielle trykktestene ble utført i samme testmaskin som strekktestene. Disse testene var også utstyrt med kamera og belysning fra to sider for å ta bilder underveis i testen. Prøvestykkenes diameter og høyde ble målt før og etter hver test. 7D skulle ikke brukes da det ble planlagt å kun bruke bildene av testene og logget deformasjon som mål på høydeog diameterendring. Trykkprøvene ble derfor ikke spraymalt på forhånd. Prøvestykkene ble smurt inn med et smøremiddel av typen Molykote på topp og bunn før de ble satt inn i maskinen mellom to koner, som vist i figur 3.14. Ved å minimere friksjonen mellom prøvestykket og opplagringen kunne en sikre en enaksiell spenningstilstand og unngå at friksjon holdt prøvestykket igjen fra å kunne utvide seg fritt når det ble satt under trykk. En unngikk dermed, så godt det lot seg gjøre, at prøvestykket fikk en tønneaktig, bulende form. Det viste seg allikevel at etter flytning oppsto det nokså tidlig, synlig krumning på prøvestykkets yttervegger.



Figur 3.14: Testoppsett som viser prøvestykket innsatt i maskinen

Testene ble gjennomført med geometrien vist i figur 3.15. Fire av prøvestykkene hadde en høyde 8 mm og ett hadde en høyde 5 mm. Prøvestykkene med høyde 8 mm ble skåret ut fra en plate som var 10 mm tykk slik at lengdeaksen var parallell med platens ekstruderingsretning. Det siste prøvestykket ble skåret ut med lengdeaksen i platens tykkelsesretning fra en plate som var 5 mm tykk.



Figur 3.15: Trykkprøvestykkenes geometri
Tabell 3.5 viser en oversikt over testene med eksakte mål og nominelle tøyningshastigheter samt forskyvningshastighet. Forskyvningshastigheten ble beregnet fra ligning (3.1). De to første testene ble kjørt med samme tøyningshastighet for å undersøke hvor god repeterbarheten var for trykktestene. Videre i teksten vil disse testene refereres til som PVC-C# (evt. bare C#) hvor # er testnummeret i kolonne 1 i tabellen.

Tabell 3.5: Oversikt over alle trykktestene som ble gjennomført, mål tatt fra midtsnitt og mål i parentes er tatt etter fullført test

Test #	Høyde [mm]	Diameter [mm]	$\dot{\varepsilon}_{nom} \left[\mathbf{s^{-1}} \right]$	Hastighet $[mm/s]$
1	8,05 (-)	9,89 (-)	10^{-3}	0,008
2	8,01 (6,69)	$9,\!87\ (11,\!0)$	10^{-3}	0,008
3	$7,90\ (5,05)$	9,96~(12,9)	10^{-2}	0,08
4	8,03 (3,20)	$9,\!87\ (16,\!3)$	10^{-1}	$0,\!8$
5	5,06(3,32)	$10,01\ (12,7)$	10^{-2}	$0,\!05$

Alle testene ble kjørt til de var kommet godt forbi toppunktet på kraft-forskyvningskurven og minste forskyvning var 2 mm. Figur 3.16 viser et typisk før og etter bilde av en test.



Figur 3.16: En trykkprøve før og etter fullført test

3.3.2 Databehandling

Trykktestene ble, i motsetning til strekktestene, ikke behandlet i 7D. For å kunne beregne sanne tøyninger og spenninger ble det foretatt en måling av relativ høydeendring og diameterendring gjennom en bildeanalyse i Matlab.

Først ble den relative høydeendringen bestemt med en modifisert versjon av Program 2, Vedlegg B. Høyden, som vist på figur 3.17, ble målt. Denne målingen var avhengig av bilder med god kontrast og var derfor ikke mulig for alle testene. Den loggede forskyvningen inneholdt trolig en viss deformasjon av maskinen da den ikke ble logget i direkte nærhet av prøvestykket. Figur 3.18 viser at det, i likhet med strekktestene, kun var små avvik i logget forskyvning sammenlignet med målt forskyvning direkte på prøvestykket. Ved å måle høydeendringen direkte fra bildene ble dette avviket eliminert. Da det viste seg vanskelig å gjennomføre dette for alle testene, grunnet manglende kontrast, ble den loggede forskyvningen brukt som mål på høydeendringen for alle testene, for å unngå forskjellige forskyvnings- og tøyningsakser i plottene.



Figur 3.17: Målt avstand for trykkprøvene



Figur 3.18: Sammenligning av tøyning tatt fra logget forskyvning og beregnet fra bilder

Tøyningen langs prøvestykkets trykkretning (lik høyderetning), her definert som lengdetøyningen ε_l , er beregnet fra følgende ligning

$$\varepsilon_l = -\ln\frac{H}{H_0} \tag{3.7}$$

Her er H_0 og H definert som henholdsvis trykkprøvens høyde ved testens start og etter en viss forskyvning.

For å beregne tøyningen i prøvestykkets radielle retning ble bildene analysert med Matlab Program 3, Vedlegg B). Dette programmet tok for seg alle bildene i en test og målte diameteren fra disse utover i testen. For å undersøke om spenningstilstanden kunne anses å være enaksiell, det vil si om prøvens yttervegger ikke hadde betydelig krumning, ble diameteren målt på tre punkter; midt mellom topp og bunn og 1/6 fra topp og bunn, på prøvestykket (angitt i figur 3.19 (b)). Dette ble gjort for å kunne beregne en gjennomsnittlig diameter for hvert bilde og dermed sammenligne de tre målte diameterne med denne for å vurdere om prøven var blitt "tønneformet". Dersom det var et vesentlig avvik for en av de målte diameterne sammenlignet med gjennomsnittet betydde det at prøvestykket var blitt betydelig deformert. En slik deformasjonsform kunne komme av små forskjeller i geometri, prøvematerialet eller manglende smurning i topp eller bunn. I alle testene var det en synlig "tønneform" ved lengdetøyninger større enn ca. 0,2. Dette ga utslag i programmet ved et diameteravvik på mer enn 2 % av gjennomsnittet. Figur 3.19 viser hvordan det prosentmessige avviket i diameteren endret seg utover i test C1 og et synlig deformert prøvestykke ved en lengdetøyning på 0,1.



Figur 3.19: (a) Prosentmessig diameteravvik for C1 og (b) tydelig deformert prøvestykke ved lengdetøyning lik 0,1

Diameter ved senter av prøven ble målt og brukt som utgangspunkt for å beregne tøyning i radiell retning, her definert som tverrtøyning ε_D , samt for å beregne sann spenning. Tverrtøyningen ble beregnet fra

$$\varepsilon_D = \ln \frac{D}{D_0} \tag{3.8}$$

Her er D_0 og D definert som henholdsvis trykkprøvens høyde ved testens start og etter en viss forskyvning. Diameteren ble dessuten brukt til å beregne sann spenning σ , definert som

$$\sigma = \frac{F}{A} \tag{3.9}$$

Innsatt for a realet

$$\sigma = \frac{4F}{\pi D^2} \tag{3.10}$$

3.3.3 Resultater

I det følgende kapittelet er det presentert resultater fra trykktestene. Figur 3.20 viser kraftforskyvning- og spenning-tøyningsplott for alle trykktestene. En oversikt over alle trykktestene med plott for kraft-forskyvning, sann spenning-lengdetøyning og ρ -lengdetøyning, inkludert prøvedata, er gjengitt i Vedlegg A2.



Figur 3.20: (a) Kraft-forskyvningsplott for alle trykktestene. (b) Spenning-tøyningsplott for alle trykktestene hvor stiplede kurver indikerer synlig krumning av prøvestykkets yt-tervegger.

Det vises en tydelig viskoplastisk effekt ved at økt tøyningshastighet ga økt flytespenning og økt maksimal last. Repeterbarheten på de lokale maksima anses å være god.

Den viskoelastiske effekten observert i strekktestene er ikke tydelig ut i fra figuren. Dette kan komme av at det ble tatt for få bilder underveis i trykktestene (det ble kun tatt 5-10 bilder før flytespenningen ble oppnådd) som ga noe ujevne kurver.

Test C1 og C2 viser relativt god repeterbarhet fram til slutten på test C2. Denne testen ble stoppet tidligere enn optimalt, men det kan tyde på at den ville fortsatt i samme retning som C1.

Effekten av økt fastning ved lave tøyningshastigheter, som ble observert i strekktestene, kan sees ved å sammenligne test C1 og C3/C4. Test C5 har en drastisk økning av kraften grunnet den reduserte høyden på prøvestykket og får derfor en økt spenning som gjør at kun området fram til og med flytespenning blir sammenlignbart med test C3 og ikke det resterende testforløpet. C5 ble i motsetning til de andre testene belastet på tvers av ekstruderingsretningen, i platens tykkelsesretning. Det tyder ikke på at det er noe anisotropi i denne retningen da flytespenningene i C3 og C5 er nokså like.

Tabell 3.6 viser en sammenstilling av testene med flytespenning og maksimal last assosiert med denne.

Test #	Tøyningshastighet $[s^{-1}]$	Last ved flytning [N]	Flytespenning [MPa]
1	10^{-3}	4650	$57,\!5$
2	10^{-3}	4642	58,0
3	10^{-2}	5237	64,1
4	10^{-1}	5822	72,6
5	10^{-2}	5219	$63,\!3$

Tabell 3.6: Oversikt over alle trykktestene med laster og flytespenninger

Trykksensitivitet i PVC kan sees i figur 3.21 ved at trykktest C1 har en høyere flytespenning enn strekktesten. Den økte fastningen som T1 viser i forhold til C1, kommer av at arealet vil avta etterhvert som innsnøringen øker, i en strekktest. I trykktesten vil det effektive arealet kraften fordeles over øke etterhvert som prøvens diameter øker. Dette forsterker forskjellene, som de to kurvene viser, etter flytning.



Figur 3.21: Spenning-tøyningsplott for PVC-T1 og PVC-C1

En sammenligning av kontraksjonsforholdet i testene T1, T5, C2 og C4 er vist i figur 3.22. Det er tydelig at kontraksjonsforholdet ligger generelt høyere for trykktestene enn for strekktestene. Generelt ligger trykktestene ca. 0,1 over strekktestene, hvilket betyr at det er en viss anisotropi, avhengig av om det er strekk eller trykk. I trykk kan det tyde på at det er en mer eller mindre isokor deformasjon, det vil si ingen volumendring, ved lengdetøyninger større enn 0,4 der hvor ρ er lik 0,5. For strekktestene derimot, ligger ρ lavere og det oppstår en volumøkning. Dette gir en pekepinn på forskjellene i strekk og trykk, men det kan vanskelig trekkes noen konklusjon fra disse resultatene da det er betydelig usikkerhet forbundet med tverrtøyningen i trykktestene.



Figur 3.22: Sammenligning av kontraksjonsforholdet for testene T1, T5, C2 og C4

3.3.4 Diskusjon

Et betydelig usikkerhetsmoment i denne analysen kommer fra trykktestenes natur; de utvider seg på tvers av trykkretningen jo mer det lastes på. Dette skaper en viss glidning på underlaget og det oppstår en friksjon som vanskelig lar seg eliminere. Dette fører til at trykkprøvene etterhvert vil begynne å bule, på midten eller delvis i topp eller bunn. Spenningstilstanden vil dermed ikke være enaksiell da det vil oppstå spenninger i radiell retning i tillegg til langs lengdeaksen. For kalibreringsprosessen sin del er det kun flytespenningen fra test C1 som benyttes og ved flytning, $\varepsilon_l = 0,059$, har ikke ytterveggene i denne testen begynt å krummes i særlig grad. Figur 3.19 viser et diameteravvik på ca. 0,5% uten at det er synlig med det blotte øye. Da det vil være en mindre gunstig spenningstilstand ved et visst diameteravvik kan den reelle flytespenningen, og det påfølgende spenningsforløpet, antas å ligge noe over det som er observert her, men ikke over ingeniørspenningen som er plottet sammen med sann spenning i figur 3.23.



Figur 3.23: Sann spenning og ingeniørspenning for PVC-C1

Det er betydelig usikkerhet i spenningskurvene fra en lengdetøyning på ca. 0,2 og utover. Prøvene har i dette området en signifikant deformasjon og kurvene bør kun anses som en indikasjon. Diameteren som ble valgt for å beregne sann spenning ble tatt ut fra senter av prøven, målt langs høyderetningen, og denne diameteren var ikke alltid den største i alle testene. Det ser allikevel ut til at de gir en viss indikasjon på hva som tidligere ble observert i strekktestene.

Antallet bilder som ble tatt under testforløpene burde vært økt da det ga få datapunkter. Dette var spesielt et problem fram mot, og like etter, flytespenningen da det i dette området var store endringer i kurvene. Få datapunkter gjorde derfor at man mistet en del informasjon i dette området, men det har trolig ikke hatt noen stor påvirkning på dataene som ble benyttet i kalibreringen. For å kunne eliminere deformasjoner i maskinen burde testene vært utstyrt med noe som kunne logge forskyvningen underveis direkte ved prøvestykket. Dette kunne blitt gjort i Matlab dersom det, på alle bildene, hadde vært en god og klar kontrast mellom maskinens opplagringspunkter og bakgrunnen. Smøremiddelet gjorde det vanskelig å måle forskyvningen langs prøvens senterakse da dette ble presset ut og la seg som en kant rundt prøven som kan sees på figur 3.16. Et alternativ kunne vært å bruke teflonbelegg i stedet for Molykote for å redusere friksjonen.

4 KALIBRERING

4 Kalibrering

Dette kapittelet tar for seg bestemmelsen av hver enkelt materialparameter i materialmodellen. Kalibreringsprosedyren som ble benyttet baserer seg ikke på invers modellering, som ble brukt i Polanco-Loria et al. [9], men er en analytisk metode utviklet av Hovden [1]. Hver enkelt parameter vil bli gjennomgått med en gjengivelse av de tilgrunnliggende ligninger og hvordan kalibreringen ble foretatt for PVC med eventuelle usikkerhetsmomenter tatt i betraktning, vil bli presentert. Resultatene fra kapittel 3 ble behandlet for å finne verdier for alle parametrene. Til slutt blir en kontrollsimulering av modellen gjennomgått. Her ble en strekktest og en trykktest modellert i LS-DYNA som en kontroll av den kalibrerte modellen

Kalibreringsprosessen behøvde minst tre tester for å ha nok informasjon til å bestemme alle parametrene; én test med enaksielt strekk ved en gitt nominell tøyningshastighet, én test med enaksielt trykk ved samme tøyningshastighet som ved strekk og én test ved en annen tøyningshastighet enn de to første. Fra disse testene trengs det spenning-tøyningskurven og lengde-tverrtøyningskurven fra den første testen, kalt basistesten, og flytespenningene fra alle de tre testene. Dette er et minimum og gir relativt høy usikkerhet ved bestemmelse av parametrene C og $\dot{\varepsilon}_{0A}$, da disse behøver data fra mer enn én test. Ideelt sett bør en ekstra test ved en tredje tøyningshastighet benyttes for å få en mer eksakt bestemmelse av effekten av endret tøyningshastighet. I denne rapporten er det derfor utført flere tester for å få sikrere resultater og for å vurdere om resultatene er representative.

Tabell 4.1 oppsummerer de 11 parametrene som materialmodellen består av og indikerer hvilke parametre som er naturlig å bestemme til samme tid. Test T1 ble benyttet som basistest i kalibreringen da denne hadde lavest tøyningshastighet og så ut til å være representativ.

${\scriptstyle {eta}_0 \ {eta}}$	Tverrkontraksjonstall Koeffisient som kontrollerer plastiske volumtøyninger
$\begin{array}{c} \dot{\varepsilon}_{0A} \\ C \\ \sigma_T \\ \alpha \end{array}$	Referansetøyningshastighet Koeffisient som angir sensitivitet for tøyningshastighet Flytespenning i enaksielt strekk Forholdet mellom flytespenning i enaksielt trykk og strekk
$H \\ \sigma_S \\ C_R \\ \bar{\lambda}_L \\ E_0$	Koeffisient som styrer initiell fastning/avfastning Platåspenning Initiell elastisitetsmodul i del B Grense-strekk Elastisitetsmodul

Tabell 4.1: Materialparametre inndelt i foreslått bestemmelsesrekkefølge

I tillegg til de nevnte parametrene må kompresjonsmodulen (K) og skjærmodulen (G) angis i modellen. Disse kan beregnes fra følgende sammenhenger:

$$K = \frac{E_0}{3(1 - 2\nu_0)} \tag{4.1}$$

$$G = \frac{E_0}{2(1+\nu_0)} \tag{4.2}$$

Siden disse størrelsene begge er funksjoner av tverrkontraksjonstallet og E-modulen, som allerede inngår i modellen, vil de ikke bli omtalt videre i denne rapporten.

4.1 Bestemmelse av ν_0 og β

Parametrene β og ν_0 bestemmes begge fra lengde- og tverrtøyningsdata.

Tverrkontraksjonstallet, ν_0 , er gitt fra følgende ligning i det elastiske området av et spenning-tøyningsplott:

$$\nu_0 = -\frac{\varepsilon_t}{\varepsilon_l} \tag{4.3}$$

 ν_0 ble bestemt ved å foreta en lineær kurvetilpasning av kurven lengdetøyning mot tverrtøyning i det elastiske området, vist i figur 4.1 (a). Det lineære området ble valgt ut ved å se på spenning-tøyningsplottet for samme test, vist i figur 3.9 (a), som viste at flytespenningen ble oppnådd ved en lengdetøyning på ca. 0,05. Ved å velge et større område økte ν_0 gradvis som følge av at man beveget seg over i det plastiske området. Kurvetilpasningen ble foretatt for å finne en middelverdi av tøyningene fram til flytning, da det viste seg at tverrtøyningen som en funksjon av lengdetøyningen varierte noe fram til flytning. Dette kommer trolig av at 7D generelt ga en del støy ved små tøyninger og hadde dermed lavere nøyaktighet. Dette, kombinert med at det kun var 14 datapunkter fram til flytning, gjorde at det var en viss usikkerhet i bestemmelsen av tverrkontraksjonstallet. Verdien som ble brukt var $\nu_0 = 0, 32$.



Figur 4.1: (a) Lengde- mot tverrtøyning og anslått ν_0 og (b) spenning og bredde av prøvestykket mot tid for test T1

Som en kontroll ble det gjennomført en beregning av ν_0 fra figur 4.1 (b). Denne figuren viser sann spenning og bredden av prøvestykket ved innsnøring, plottet mot tiden for basistesten. Bredden ble beregnet ved å måle det tverrsnittet som til enhver tid var smalest fra bildeserien for testen. Ved en lengdetøyning på ca. 0,1 hadde bredden avtatt med 0,4 mm. Dette tilsvarer ν_0 lik 0,34 som er nokså likt 0,32. Siden kurven for bredden inneholdt noe støy ble det valgt en noe større tøyning enn ved flytning da dette ga en mer representativ breddeendring.

Koeffisienten β , som kontrollerer volumendring i modellen, ble beregnet fra ligning (2.12). β ble valgt ved å ta en representativ verdi for ρ fra figur 3.12, $\rho = 0,39$ ble valgt, som ga $\beta = 1,16$.

4.2 Bestemmelse av $\dot{\varepsilon}_{0A}, C, \sigma_T$ og α

Parametrene $\dot{\varepsilon}_{0A}$, C og σ_T bestemmer hvordan modellen opptrer under forskjellige tøyningshastigheter. I tillegg til α bestemmes disse ut i fra flytespenningene som ble funnet i materialtestene.

En omskriving av ligning (2.14) gir følgende sammenheng for ekvivalent flytespenning i del A

$$\bar{\sigma}_A = \sigma_T \left[1 + C \ln \left(\frac{\dot{\bar{\varepsilon}}_A^p}{\dot{\varepsilon}_{0A}} + 1 \right) \right] \tag{4.4}$$

Ved laveste tøyningshastighet $\dot{\bar{\varepsilon}}_A^p = \dot{\varepsilon}_{0A}$, vil uttrykket i klammeparentesen være større enn 1. Da vil $\bar{\sigma}_A$ være større enn flytespenningen σ_T som, per definisjon, ikke kan være mulig ved gitte tøyningshastighet. Uttrykket vil kun være oppfylt dersom referansetøyningshastigheten går mot uendelig. Dette uttrykket er derfor skrevet om ved å sette $\sigma_T = \sigma_0$, hvor σ_0 er idealisert statisk flytespenning ved null tøyningshastighet. $\bar{\sigma}_A$ vil dermed kunne representere flytespenningen ved en tøyningshastighet som er større enn null, ved at σ_0 skaleres opp med en viss faktor, avhengig av C og tøyningshastigheten. Innføres relativ tøyningshastighet, $\dot{\varepsilon}_{rel} = \dot{\bar{\varepsilon}}_A^p / \dot{\varepsilon}_{0A}$, fås følgende uttrykk

$$\bar{\sigma}_A = \sigma_0 [1 + C \ln \left(1 + \dot{\varepsilon}_{rel}\right)] \tag{4.5}$$

Ved å sette $\bar{\sigma}_A = y$ og $\ln(1 + \dot{\varepsilon}_{rel}) = x$ fås en lineær ligning med to ukjente

$$y = \sigma_0 + \sigma_0 C x \tag{4.6}$$

Koeffisientene σ_0 og C bestemmes ved hjelp av lineær regresjon. Løsningen er gjengitt i figur 4.2. Referansetøyningshastigheten ble satt lik 0,0012 s^{-1} , da dette var observert tøyningshastighet ved flytespenning for basistesten.



Figur 4.2: Plott av relativ tøyningshastighet mot flytespenning $\bar{\sigma}_A$, test T1-T6

Parameteren α er tidligere definert som forholdet mellom flytespenning i trykk og flytespenning i strekk ved en gitt tøyningshastighet. Denne ble beregnet for de fem første strekk- og trykktestene og resultatene er vist i tabell 4.2.

$\dot{\varepsilon}_{nom} \left[s^{-1} \right]$	α	C#/T#
10^{-3}	1,20	1/1
10^{-3}	$1,\!22$	2/2
10^{-2}	$1,\!23$	3/3
10^{-2}	$1,\!21$	4/5
10^{-1}	$1,\!22$	5/4

Tabell 4.2: α som funksjon av tøyningshastighet

Verdiene i tabellen tilsier at det ikke er noen hastighetseffekt som påvirker forholdet α . Variasjonen kommer sannsynligvis av usikkerhet ved bestemmelse av flytespenningene. Da test T1 ble brukt som basistest for den øvrige kalibreringen ble α valgt fra denne testen.

De numeriske verdiene av parameterne er oppsummert i tabell 4.3.

Tabell 4.3: Parametre forbundet med tøyningshastighetsavhengighet

$\dot{arepsilon}_{0A}$	C	σ_T	α
$0,0012 \ s^{-1}$	0,066	45,5 MPa	1,21

For tøyningshastigheter i området opp til $10^{-1}s^{-1}$, representerer de bestemte verdiene materialet godt. Ved høyere tøyningshastigeter, for eksempel ved et støt eller en eksplosjon, vil tøyningshastighetene være adskillig høyere enn i disse testene. Flytespenningen vil dermed måtte ekstrapoleres opp til høyere tøyningshastigheter. En slik ekstrapolering vil kunne medføre en viss usikkerhet, men for at kalibreringen skal være enklest mulig er det valgt å kun se på tre, relativt lave tøyningshastigheter, i dette tilfellet. Bruksområdet til modellen i det enkelte tilfellet vil avgjøre hvorvidt det også bør vurderes om tester ved høyere tøyningshastigheter bør benyttes.

Hvilke tøyningshastigheter det er mulig å teste for, avhenger av hvilken testmetode som er tilgjengelig. Med maskinen som ble brukt i sammenheng med denne rapporten vil det ikke være mulig å oppnå nominelle tøyningshastigheter større enn ca. $10^{-0.5}s^{-1}$ [4]. Alternativt kan en såkalt split-Hopkinson pressure bar (SHPB) benyttes ved høye tøyningshastigheter, slik det for eksempel ble gjort av Richeton et al. [8].

4.3 Bestemmelse av H, σ_S , C_R , $\bar{\lambda}_L$ og E_0

PVC har, som vist tidligere, en initiell avfastning etter flytning. Det betyr at platåspenningen, σ_S , må være mindre enn σ_T , jf. figur 2.5 og figur 3.9. Ligning (2.9), som uttrykker fastning/avfastning, vil dermed gi et negativt bidrag til spenningen.

I det plastiske området inngår både del A og del B i materialmodellen. Platåspenningen er forbundet med del A og kan dermed ikke leses direkte av fra en spenning-tøyningskurve, da denne inneholder et bidrag fra spenningen i del B. Det viste seg at den beste måten å bestemme σ_S , H, C_R og $\bar{\lambda}_L$ på, var å foreta en kurvetilpasning av disse parametrene fra basistesten [10]. I det følgende er ligningene som ble benyttet i denne operasjonen presentert, men utledningen av disse er utelatt og kan finnes i [1] og [10].

Merk at for et materiale med initiell fastning etter flytning, vil prosedyren være noe annerledes. Dette er utenfor rammene til denne rapporten.

Ved å anta isotropiske tøyninger i tverr- og tykkelsesretning kan deformasjonsgradienten uttrykkes med strekkparametrene $\lambda_1 = e^{\varepsilon_l}$ og $\lambda_2 = e^{\varepsilon_t}$. Ved å innføre sammenhengene fra kapittel 2.2.2 Del B kan effektivt formendringsstrekk skrives som

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{1}{3}J^{-2/3}(\lambda_1^2 + 2\lambda_2^2)}$$
(4.7)

J er her definert som $\lambda_1 \lambda_2^2$, som uttrykker volumendring. Spenningsbidraget fra den lineære delen av del A, $\bar{\sigma}_A$, kan så beregnes ved hjelp av (4.5). Ved å beregne spenningen som lineær fram til flytning, kan dermed avfastningen inkluderes ved å beregne plastisk tøyning etter flytning, fra

$$\bar{\varepsilon}_A^p = \varepsilon_l - \frac{\sigma_{sann}}{E} \tag{4.8}$$

hvor σ_{sann} er sann spenning hentet fra basistesten. Deretter beregnes avfastningsspenningen etter flytning, fra (2.9).

Spenningen fra del B i modellen kan beregnes direkte fra [10]

$$\sigma_{B1} = \frac{2}{9} C_R J^{-5/3} \frac{3\bar{\lambda}_L^2 - \bar{\lambda}^2}{\bar{\lambda}_L^2 - \bar{\lambda}^2} (\lambda_1^2 - \lambda_2^2)$$
(4.9)

Faktorene k_1 og k_2 defineres

$$k_1 = \frac{1}{\sqrt{\alpha}} + \frac{\alpha - 1}{2\alpha} \tag{4.10}$$

$$k_2 = \frac{1}{\sqrt{\alpha}} - \frac{\alpha - 1}{2\alpha} \tag{4.11}$$

Ved å summere opp spenningen i del A og del B blir det endelige uttrykket for spenningen i materialmodellen som følger:

$$\sigma_{total} = \frac{1}{k_1}(\bar{\sigma}_A + R) + \frac{k_2 + 2k_1}{2k_1}\sigma_{B1}$$
(4.12)

Innsatt for respektive parametre:

$$\sigma_{total} = \frac{1}{k_1} \{ \sigma_T + (\sigma_S - \sigma_T) [1 - exp(-H\varepsilon_l^p)] \} + \left(\frac{k_2}{2k_1} + 1\right) \frac{2}{9} C_R J^{-5/3} \frac{3\bar{\lambda}_L^2 - \bar{\lambda}^2}{\bar{\lambda}_L^2 - \bar{\lambda}^2} (\lambda_1^2 - \lambda_2^2)$$
(4.13)

Minste kvadraters metode ble benyttet på differansen mellom σ_{total} og σ_{sann} for å finne et optimalt uttrykk for σ_{total} . Parametrene H, σ_S , C_R og $\bar{\lambda}_L$ ble dermed funnet og er vist sammen med E-modulen, i tabell 4.4. Materialmodellen er representert som lineær i det elastiske området. E_0 ble, fra produsent, oppgitt til å være ≥ 2500 MPa. Etter bestemmelsen av de øvrige parametrene ble denne sammenlignet med andre E-moduler for å finne den som best representerte spenningskurven i det elastiske området. Sammenligningen er vist på figur 4.3. En E-modul på 1550 MPa ble valgt da denne ga best samsvar i området 20-80% av flytespenning.

					_
H	σ_S	C_R	$ar{\lambda}_L$	E_{0}	0
9,1	31,9 MPa	9,81	693	1550 [MPa
20 Sann spenning [MPa] 0 0		2 0.	Ba 	asistest = 1300 M = 1550 M = 2000 M 0.06	ИРа ИРа ИРа 0.08
	L	engue	ιøγnii	пg	

Tabell 4.4: Parametre funnet fra kurvetilpasning

Figur 4.3: Sammenligning av forskjellige E-moduler

En sammenligning av spenning-tøyning, for materialmodellen og basistesten, er plottet i figur 4.4. Flytespenningen i modellen er 47,5 MPa og i testen er den 47,8 MPa. Samsvaret mellom modell og test anses som godt.



Figur 4.4: Sammenligning av materialmodellen og basistesten

4.4 Kontrollsimulering av materialmodellen

Etter å ha valgt de endelige parametrene, oppsummert i tabell 4.5, ble disse kontrollert ved å kjøre en numerisk simulering av basistesten (T1) og trykktest C1, i LS-DYNA.

Tabell 4.5: Oppsummering av materialparametrene

ν_0	β	$\dot{arepsilon}_{0A}$	C	σ_T	α	Н	σ_S	C_R	$ar{\lambda}_L$	E_0
0,32	$1,\!16$	$0{,}0012\ s^{-1}$	0,066	45,5 MPa	$1,\!21$	9,1	31,9 MPa	9,81	693	$1550~\mathrm{MPa}$

Basistesten ble modellert i LS-DYNA med volumelementer (3 elementer over halve tykkelsen) med redusert integrasjon og symmetri om to plan. Simuleringen viste ingen tegn til betydelig timeglassenergi. Materialet ble innført som en brukerdefinert materialmodell og masseskalering ble benyttet. Opplagerbetingelsene ble modellert ved at forskyvningen fra test T1 ble hentet ut fra bildene, som omtalt i kapittel 3.2.2, og påsatt på enden av prøvestykket. På denne måten ble et eventuelt avvik i forskyvningen eliminert. Formfeil ble innført ved å flytte en node ved senter av prøvestykkets ytterkant 0,1 mm inn, da det viste seg at det ellers oppsto to lokale innsnøringer, begge i hver sin ende av parallellområdet. Modellen er vist i figur 4.5.



Figur 4.5: Modell av strekktest, spenninger og tøyninger tatt fra rødmerkede elementer. Stipling markerer symmetriplan.

En middelverdi av spenningene og tøyningene ble hentet ut fra snittet som først fikk innsnøring (kolonnen merket med rødt på figuren). Spenningene og tøyningene ble hentet ut i form av mellomregningsresultater, såkalte historievariable, fra materialmodellen for del A og B. Figur 4.6 (a) viser en sammenligning av basistest, materialmodell og numerisk analyse. Den numeriske analysen samsvarer godt med modellen. Spenningen ved flytning er 47,3 MPa for den numeriske analysen og 47,7 MPa for testen. For å utelukke eventuelle avvik i del A og del B ble spenningene i hver av disse plottet i figur 4.6 (b). Analysen underestimerer del A noe og overestimerer del B ved store tøyninger. Det er ikke gjort videre undersøkelser på dette da det anses som neglisjerbart.



Figur 4.6: (a) Sammenligning av numerisk analyse, materialmodell og basistest. (b) Sammenligning av del A og del B for analyse og modell.

Trykktest C1 ble modellert med samme elementer som basistesten. Det ble benyttet symmetri om to plan, som vist på figur 4.7, og prøvestykket ble modellert med full høyde. En konstant forskyvningshastighet på 0,008 mm/s ble benyttet da avviket i forskyvning, som vist på figur 3.18, var lite. Opplagerbetingelsene ble modellert uten friksjon da denne vanskelig kunne anslås. Simuleringer med friksjonskoeffisient lik 0,2 og 0,3 ble forsøkt, men dette ga unaturlig stor krumning av prøvestykkets yttervegg.



Figur 4.7: Modell av trykktest med indikerte symmetriplan

Spenninger og tøyninger ble hentet ut på samme måte som for strekktesten, fra historievariablene. Modellen hadde et symmetrisk nett og fikk dermed samme spenninger og tøyninger over hele modellen, slik at disse ble hentet fra et vilkårlig element. Figur 4.8 viser at modellen beregner trykksensitiviteten nokså godt. Flytespenningen observeres å være ca. 2 MPa større i den numeriske analysen enn i testen.



Figur 4.8: Sammenligning av numerisk analyse og test for C1

Siden modellen ble kalibrert etter strekktest T1 vil spenningsforløpet etter flytning ha samme form som denne. Modellen skiller mellom trykk og strekk kun ved hjelp av α . Denne skalerer flytespenningen, og dermed hele det påfølgende spenningsforløpet, i strekk for å simulere trykkspenning. Et avvik i spenningsforløpene mellom strekk og trykk vil dermed ikke fanges opp av modellen. Det er i tillegg verdt å nevne at simuleringen, i motsetning til testen, deformeres perfekt uten at sideveggene begynner å krumme. Som nevnt i kapittel 3.3.4, kan dette gi en lavere beregnet spenning i testen, som dermed forstørrer avviket.

Figur 4.9 viser et plott av relativ tøyningshastighet mot flytespenninger i trykk og strekk. En tilsvarende kurvetilpasning som i figur 4.2 ble gjennomført for trykktestene. Et opphav til avvik mellom trykk og strekk kommer av at trykktestene viste en noe større økning i flytespenning ved økt tøyningshastighet enn strekktestene. Dette kan ha en viss betydning, spesielt ved høye tøyningshastigheter, ettersom relativt avvik mellom kurvene øker. Da tøyningshastighetene er så og si like for flytespenningene som ble brukt i kalibreringen av α skal ikke dette påvirke simuleringen av C1.



Figur 4.9: Plott av relativ tøyningshastighet mot flytespenninger i trykk og strekk

5 Validering - plate med hull

Dette kapittelet og kapittel 6 tar for seg validering av materialmodellen. Et sett tester ble gjennomført (omtalt som valideringstester); en plate med et sirkulært hull i senter ble satt under strekk. To forskyvningshastigheter og to hullstørrelser ble benyttet, totalt fire tester ble gjennomført. Samme materiale som i strekktester T1-T6, ble benyttet. Disse testene, samt uttak av valideringsparametre, er omtalt i kapittel 5.1.

Numeriske modeller av testprøvestykkene ble deretter laget i LS-DYNA. Dette er tatt for seg i kapittel 5.2. De samme parametrene som ble hentet ut fra laboratorietestene ble hentet ut for de numeriske modellene. For å kunne si noe om materialmodellens evne til å representere materialoppførselen, er en sammenligning og en analyse av valideringsparametrene gjengitt i kapittel 5.3. Til slutt følger et diskusjonskapittel, 5.4.

5.1 Eksperimentell metode

Testingen ble gjennomført med samme instrumentering som i strekktestene, kapittel 3.2. Det ble i tillegg brukt et kamera som tok bilder fra siden for å fange opp sidekantens tykkelse for å undersøke hvordan denne endret seg gjennom testforløpet. Prøvestykkene ble spraymalt for å kunne ta ut forskyvnings- og tøyningsfelt fra 7D. De ble i tillegg merket 35 mm fra senter av hullet, for å ha referansepunkter ved uttak av 7D-data. Et prøvestykke innfestet med kileformede klembakker er vist i figur 5.1.



Figur 5.1: Innfesting av prøvestykke

Denne typen prøvestykke ble valgt fordi det er en relativt enkel og ren geometri, med sikre randbetingelser, som enkelt lar seg modellere i en numerisk simulering. Samtidig gir den mer komplekse tøyningstilstander rundt hullet som en enaksiell strekktest ikke vil gi, blant annet skjær. Geometrien er nokså enkel å måle i løpet av deformasjonsforløpet, som er en fordel for å kunne evaluere modellens evne til å representere deformasjonen av prøvestykket. Testene var kvasistatiske og hadde tøyningshastigheter i samme område som strekktestene slik at dette området av hastighetsspekteret ble dekket.

Prøvestykkene hadde to forskjellige hulldiametere, 20 og 30 mm. De ble skåret ut fra en plate som var 5 mm tykk og prøvestykkenes strekkretning var den samme som platens ekstruderingsretning. Geometrien er gjengitt i figur 5.2.



Figur 5.2: Prøvestykkenes geometri, mål angitt i mm. Piler angir ekstruderingsretning.

Geometrien antyder at hullet var sentrisk plassert, men det var et lite avvik i forhold til figur 5.2. Før test ble prøvestykkene målt for å kunne ta høyde for dette. Parametrene som ble målt er angitt på figur 5.3 og verdiene for den enkelte test i tabell 5.1. Hullet ble antatt sirkulært; Dx og Dy ble satt lik hverandre.



Figur 5.3: Mål tatt fra prøvestykket før test

To forskyvningshastigheter ble benyttet; 0,05 mm/s og 0,5 mm/s. Disse ble valgt for å oppnå tøyningshastigheter i materialet (hvor innsnøring først oppsto) i ca. samme område som de tidligere materialtestene.

Test #	B1 [mm]	B2 [mm]	Dx = Dy [mm]	T [mm]	Hastighet [mm/s]
1	$15,\!36$	15,77	30	$5,\!12$	$0,\!05$
2	$20,\!37$	20,7	$19,\!94$	$5,\!14$	$0,\!05$
3	$15,\!28$	15,72	$30,\!16$	$5,\!11$	$0,\!5$
4	$20,\!16$	$20,\!61$	$20,\!17$	$5,\!14$	0,5

Tabell 5.1: Oversikt over mål tatt av prøvestykkene

5.1.1 Databehandling

Figur 5.4 viser typiske bilder fra en test, som ble benyttet til uttak av forskyvninger og tøyninger i 7D. Disse testbildene ble i tillegg brukt som utgangspunkt for å måle valideringsparametrene fra tabell 5.1, underveis i testforløpet. Dette underkapittelet omtaler kort disse metodene.

Forskyvningsfeltet, det vil si relativt forskyvningsfelt for hvert bilde i forhold til referansebildet, ble hentet ut ved hjelp av 7D. En Matlab-kode (gjengitt i Vedlegg B, Program 4) ble benyttet for å anslå forskyvningen mellom to punkter, 70 mm fra hverandre (disse er markert på figur 5.1 og 5.4, med svarte merker på prøvestykkets venstre ytterrand). For å utelukke eventuell støy produsert av 7D, ble en gjennomsnittlig forskyvning bestemt over hele bredden ved disse punktene. Differansen mellom disse ble deretter beregnet og brukt som grunnlag for påsatt forskyvningshastighet i de numeriske simuleringene.



Figur 5.4: Bilder fra prøvestykkets (a) front av test 1, sidekant av (b) test 1 og (c) test 2

Utviklingen av geometri-parametrene B1, B2, Dx og Dy, ble beregnet ved hjelp av Program 5, Vedlegg B. Denne Matlab-koden tok for seg alle bildene fra en test og konverterte bildene til rene binær-bilder, det vil si bilder med kun helt svarte og helt hvite områder ("0 og 1"). Koden beregnet deretter parametrene for hvert bilde i serien ved å summere bildematrisen over gitte områder. Det forutsatte god kontrast ved konvertering til svarthvitt bilder og at det var minst mulig store, svarte prikker på platens overflate, slik at den ble vist som helt hvit etter konverteringen. Større svarte prikker, som kunne dannes under spraymalingen av prøvestykket, kunne innføre systematisk målefeil, ut i fra måten parametrene ble beregnet på. Dette var et problem dersom prikkene lå i de snitt der parametrene ble målt. Det ble derfor lagt vekt på at det var minst mulig av disse og i enkelte tilfeller ble det derfor benyttet bildemanipulering for å fjerne prikkene. I disse tilfellene ble det kontrollert at manipuleringen ikke forringet parametermålingene.

Prøvestykkets sidekant ble fanget opp av kameraet for å kunne måle tykkelsen gjennom testforløpet. Figur 5.4 (b) og (c) viser to typiske bilder fra test 1 og 2. Bakgrunnen ble forsøkt justert for å maksimere kontrasten, men enkelte prøvestykker ble, ved en feil, sprayet av DIC-malingen på sidekanten. Dette gjorde det vanskelig å logge sidekantens tykkelse, da bildene fikk dårlig kontrast. Det ble forsøkt tatt ut forskyvnings- og tøyningsdata med 7D fra sidekanten, men kanten var for tynn til at det ga godt nok grunnlag til sammenligning. En Matlab-kode, lik den som beregnet B1, B2, Dx og Dy, ble brukt for å logge sidekantens tykkelse.

Det var kun bilder fra test 1 og 3 som hadde god nok kontrast for å logge tykkelsen. Det viste seg videre at test 2, 3 og 4 fikk to lokale innsnøringer langs sidekanten i stedet for

én. Dette førte til at tykkelsen som ble logget, som hele tiden var den minste tykkelsen, varierte fra den ene innsnøringen til den andre. Den loggede tykkelsen ga derfor ikke noe godt resultat til direkte sammenligning.

5.2 Numerisk modell og simulering

De numeriske modellene ble framstilt med samme geometri som den som ble målt på de respektive prøvestykkene. De fire testene ble, etter utprøving av flere typer nett, modellert som vist i figur 5.5. Grunnen til at dette nettet ble brukt var fordi dette ga gode nok resultater i forhold til et finere nett. I tillegg var det betydelige deformasjoner kun i områdene på siden av hullet, derav den strukturerte nettinndelingen her. Fem volumelementer over tykkelsen ble valgt for å produsere elementer med sidekanter på ca. 1 mm. Modellen hadde symmetri om ett plan, markert med rød, stiplet linje. Symmetri om midtsnittet i bredderetningen ble ikke brukt da hullet, som nevnt tidligere, ikke var sentrisk plassert. Tykkelsessymmetri ble ikke brukt da det lettere lot seg gjøre å kontrollere elementenes sideforhold og antall ved å modellere hele tykkelsen. En representativ keyword-fil for en av simuleringene er vedlagt i Vedlegg D.



Figur 5.5: Modell for henholdsvis (a) test 1 og 3 samt (b) test 2 og 4. Stipling markerer symmetriplan og piler påsatt forskyvning.

Ved store forskyvninger ble nettet betydelig deformert. En elementformulering med full integrasjon (elform -1 i LS-DYNA), spesielt egnet for utstrukkede elementer ble derfor benyttet. Modellene besto av mellom 5600 og 6200 elementer. Redusert integrasjon ble forsøkt, men dette ga betydelig timeglassenergi.

Simuleringene benyttet masseskalering på hhv. 10^9 og 10^6 avhengig av om forskyvningshastigheten var på 0,05 mm/s eller 0,5 mm/s.

Grensebetingelsene i symmetriplanet var fastholding i forskyvningsretningen, og rotasjonsfastholding om alle akser. Dette ble benyttet da det ble antatt at symmetrien i tverrsnittet gjorde at rotasjon i symmetriplanet ikke var mulig. Hullet var ikke sentrisk plassert, men avviket ble sett på som negligsjerbart, da det kun ville gitt ubetydelige rotasjoner om aksen i prøvestykkets tykkelsesretning.

Forskyvningene fra testene ble hentet ut 35 mm over senter av hullet. Modellene ble derfor kun laget opp til dette punktet. Forskyvningene som ble funnet ble regnet om til en ikkelineær hastighet og denne ble benyttet i simuleringene. Figur 5.6 viser en sammenligning mellom forskyvning logget av maskinen med den som ble beregnet fra forskyvningsfeltet og med den som ble hentet ut fra de numeriske simuleringene for test 1. Det observeres et lite avvik mellom beregnet forskyvning og den som ble påsatt simuleringene, som skyldes omregningen fra forskyvning til hastighet.



Figur 5.6: Sammenligning av logget, beregnet og påsatt forskyvning, test 1

Forenklingen av modellen, ved å modellere kun 35 mm av prøvestykket, ble gjort på grunnlag av en analyse av tøyningsfeltet fra lab-testene. Figur 5.7 (a) viser et tøyningsfelt, tatt ut ved hjelp av 7D, fra test 1 og (b) viser deformert konfigurasjon av samme test, ved samme forskyvning (16 mm). Tøyningene er mindre enn 0,01 i de mørkeblå områdene på (a). Det ble derfor antatt at området utenfor 35 mm-grensen ikke inneholdt betydelige deformasjoner i noen av testene, og dermed kunne utelates fra simuleringene. Som en kontroll ble en simulering av den totale lengden kjørt, fra midtsnitt til innfesting, men det så ikke ut til at det påvirket kraft-forskyvningskurven i betydelig grad. Merk at tøyningsfeltet, som ble eksportert fra 7D, er gjengitt på den udeformerte konfigurasjonen av prøvestykket.



Figur 5.7: (a) Tøyningsfelt for tøyninger i platens lengderetning og (b) deformert konfigurasjon av test 1, ved ca. 16 mm forskyvning

I tillegg til kraft-forskyvning, ble tykkelse, T (målt fra ytterranden ved symmetriplanet), bredder, B1 og B2, samt diametere, Dx og Dy, (som angitt på figur 5.3) hentet ut fra analysene.

5.3 Sammenligning av resultater

Dette kapittelet gir en presentasjon av resultatene fra laboratorietestene og de numeriske simuleringene. Hver test vil bli gjennomgått og drøftet. En fullstendig oversikt over data fra lab-testene er gjengitt i Vedlegg C1.

5.3.1 Tester med hastighet 0,05 mm/s

Testene 1 og 2 ble gjennomført med en forskyvningshastighet på 0.05 mm/s. Maksimal kraft og avvik i de numeriske analysene, er oppsummert i tabell 5.2. Som denne tabellen viser treffer begge analysene med et avvik mindre enn 1 %.

Tabell 5.2: Maksimal kraft og avvik for test 1 og 2. Forskyvning som maksimal kraft inntreffer ved er angitt i parentes.

Test $\#$	Lab [kN]	Num. analyse [kN]	Avvik [%]
1	$6,93 \ (1,95 \ \mathrm{mm})$	$6,95 \ (2,11 \ \mathrm{mm})$	0,3
2	$9,47 \ (1,75 \ \mathrm{mm})$	$9,39 \ (2,04 \ \mathrm{mm})$	-0,8

Kraft-forskyvningsplott av testene er vist i figur 5.8. Selve formen på kraft-forskyvningskurven følger lab-testen godt i begge plott og platåkraften representeres godt i test 1, som ikke gikk til brudd. Den numeriske analysen har generelt en mer lineær kurve før maks. kraft og en noe krummere kurve ved maks. kraft. Det ble forsøkt grovere nettinndeling, men det ga, mer eller mindre, samme form på kurven. Finere nettinndeling ville trolig ført til en mindre krum kurve som ville truffet noe bedre.



Figur 5.8: Kraft-forskyvning fra (a) test 1 og (b) test 2

I det elastiske området er spenningsøkningen i materialmodellen lineær. Kurven er kun avhengig av E-modulen i dette området. Det er rimelig å anta at maksimal kraft kan forbindes med flytning i materialet og at materialoppførselen før maksimal kraft inntreffer, er mer eller mindre elastisk. Det betyr at kraft-forskyvningskurven er avhengig av Emodulen fram til maksimal kraft, som igjen tyder på at det trolig er en noe lav E-modul i de numeriske analysene (1550 MPa). En parameterstudie av E-modulen ble gjennomført og resultatet er gjengitt i form av kraft-forskyvningskurver i figur 5.9.



Figur 5.9: Sammenligning av forskjellige E-moduler, test 1

Det er tydelig at en høyere E-modul gir en bedre tilnærming i området før maksimal kraft inntreffer. En E-modul på 1800 MPa ser ut til å treffe maksimal kraft ved samme forskyvning som lab-testen, men sammenfaller dårligere enn en E-modul på 2200 MPa i det elastiske området.

Et overslag for tøyningshastigheten i test 1 ble gjort ved å derivere tøyningskurven fra et av elementene som først nådde flytning i simuleringen, med hensyn på tiden. Dette ga en maksimal tøyningshastighet i området $8 \cdot 10^{-3}s^{-1}$. Figur 3.10 viste at strekktestene ved tøyningshastigheter $10^{-2}s^{-1}$ og $10^{-1}s^{-1}$ hadde en beregnet E-modul på ca. 1900 MPa. Det kan derfor tyde på at en E-modul i området mellom 1800 og 1900 MPa er mer korrekt for denne testen. Kurven for E-modul lik 1800 MPa ser ut til å være den som samlet sammenfaller mest med lab-testen, før og etter maksimal kraft.

Siden modellen ikke kan representere viskoelastisitet og varierende E-modul, vil valget, i dette tilfellet, komme an på hvilket område som er viktigst; det elastiske eller det plastiske. Dersom det i hovedsak er elastisk oppførsel som skal simuleres, kan E-modulen velges høyere enn dersom det er fokus på plastisk oppførsel.

Etter maksimal kraft gir modellen en god representasjon av kraft-forskyvningskurven. Test 2 gikk til brudd og dette er det ikke tatt høyde for i simuleringene. Dette kan forklare avviket mot slutten av kurven. Figur 5.10 (a) viser en sammenligning av plott av breddene på hver side av hullet, B1 og B2 for test 1. I (b) er en sammenligning av Dx og Dy vist, for samme test. Kurvene sammenfaller godt frem til forskyvninger større enn ca. 4 mm. Modellen klarer å fange opp den initielle sammentrekningen av Dx godt. Den minste verdien av Dx inntreffer samtidig som maksimal kraft, når flytespenningen sannsynligvis oppnås. Videre vil Dx øke når B1 og B2 avtar, som følge av flytning i materialet. Dy underestimeres noe, sannsynligvis på grunn av systematisk målefeil, men formen i seg selv fanges godt opp av modellen. Ved store forskyvninger øker avviket. Her begynner elementene i simuleringen å bli betydelig deformerte og vil gi lavere presisjon, som vist i figur 5.11.



Figur 5.10: Sammenligning av (a) bredder B1 og B2 samt diametere Dx og Dy for test 1



Figur 5.11: Deformert nett etter 12 mm forskyvning

Tykkelsen som ble tatt ut ved midtsnittet i test 1, er gjengitt i figur 5.12. Det lot seg ikke gjøre å måle tykkelsen på et tidligere tidspunkt enn det som er vist på grunn av problemer med testbildene. Som det fremgår av figuren overestimeres tykkelsen i analysen, men kurvens form gjenskapes nokså godt.



Figur 5.12: Sammenligning av tykkelse, T

Kraft-forskyvningskurven for test 1 sammenfaller nokså godt og det samme viste det seg at kontrollsimuleringen av spenning-tøyningskurven for strekktest T1 gjorde. Dette tyder på at, for å oppnå sammenfallende kraft ved en gitt forskyvning, må det totale arealet være det samme i lab-test som i simulering. Et avvik i bredde må derfor kompenseres med et avvik i tykkelse. Figur 5.10 viser at simuleringen underestimerer bredden og figur 5.12 viser at tykkelsen overestimeres. Det samlede arealet kan derfor antas å være likt. Avvikene i bredde og tykkelse kan komme av anisotropi i materialet, samt forenklinger gjort under kalibreringen av materialmodellen.

Det viste seg at de numeriske simuleringene ga to innsnøringer, sett fra sidekanten, som utover i analysen propagerte, og til slutt smeltet sammen til én lang innsnøring. Det samme oppsto i lab-testene, men her var det ikke like tydelig. I figur 5.13 er sidekanten til lab og analyse, for test 2, ved en forskyvning på ca. 10 mm gjengitt. To innsnøringer kan sees i både (a) og (b). Dette førte til, som nevnt tidligere, at en direkte sammenligning av tykkelsen i midtsnittet ikke lot seg gjøre. Denne effekten var mest tydelig på prøvestykkene med små hull.



Figur 5.13: Forstørret bilde av sidekanten for test 2; (a) lab-test og (b) numerisk simulering. Stipling markerer midtsnitt og modellen ble speilet om dette.

Figur 5.14 (a) viser en sammenligning av plott av breddene på hver side av hullet, B1 og B2 for test 2. På (b) er en sammenligning av Dx og Dy for samme test vist. Det er noe større avvik enn for test 1. B2 treffer godt, mens B1 avviker noe. Det kan dog se ut som om dette skyldes en systematisk feil i målingene (omtalt i diskusjonskapittelet). Avviket i B1 gjenspeiles i Dx.



Figur 5.14: (a) Bredder B1 og B2 samt diametere Dx og Dy for test 2

5.3.2 Tester med hastighet 0,5 mm/s

Testene 3 og 4 ble gjennomført med en forskyvningshastighet på 0,5 mm/s. Kraft-forskyvningsplott av disse er vist i figur 5.15 og maksimal kraft og avvik i de numerisk analysene, er oppsummert i tabell 5.3. Tabellen viser avvik på mindre enn 3 %, hvilket betyr at modellen representerer tøyningshastighetsavhengigheten relativt godt.



Figur 5.15: Kraft-forskyvning fra (a) test 3 og (b) test 4

Tabell 5.3: Maksimal kraft og avvik for test 3 og 4. Forskyvning som maksimal kraft inntreffer ved er angitt i parentes.

Test $\#$	Lab [kN]	Num. analyse [kN]	Avvik [%]
3	$7,82 \pmod{2,0 \text{ mm}}$	$7,66 \pmod{2,34 \text{ mm}}$	-2,0
4	$10,6 \ (ved \ 1,99 \ mm)$	$10,3 \ (ved \ 2,34 \ mm)$	-2,8

Samme effekt som i test 1 og 2 er observert i test 3 og 4, bare i større grad; E-modulen øker grunnet en økning i forskyvnings- og dermed tøyningshastigheten. Figur 3.10 viste ingen betydelig økning i E-modulen fra $10^{-2}s^{-1}$ til $10^{-1}s^{-1}$. Numeriske simuleringer med E-moduler lik 1550, 1900 og 2500 MPa ble gjennomført for å undersøke hvilken som ga best samsvar. Figur 5.16 viser at en E-modul på 1900 MPa treffer forskyvningen ved maksimal kraft best. Dette stemmer overens med det som ble funnet i test 1, da denne hadde lavere forskyvningshastighet, og dermed lavere E-modul.



Figur 5.16: Sammenligning av forskjellige E-moduler, test 4

De numeriske simuleringene avviker mer for disse testene enn for test 1 og 2. Dette er som forventet da materialmodellen ble kalibrert for en tøyningshastighet $10^{-3}s^{-1}$, som er nærmere tøyningshastigheten i test 1 og 2. De numeriske simuleringene viste at tøyningshastigheten lå på maksimalt $1, 4 \cdot 10^{-1}s^{-1}$. Økningen i tøyningshastighet fører til varmeutvikling, som igjen kan føre til redusert stivhet og styrke i materialet. Dette, inkludert at prøvestykkene gikk til brudd, førte trolig til avviket observert mot slutten av kurvene.

Figur 5.17 viser B1, B2, Dx og Dy, for test 3. I motsetning til test 1 og 2, overestimeres B1 og B2 for denne testen, etter flytning. Dette skyldes sannsynligvis varmeøkningen som oppstår ved store plastiske deformasjonshastigheter. På grunn av dette har materialet mindre fastning enn materialmodellen og det er rimelig å anta at dette påvirker deformasjonene, også på tvers av lastretningen. Før flytning er ikke dette en faktor som spiller inn, da det ikke er noen varmeutvikling i det elastiske området [4].



Figur 5.17: (a) Bredder B1 og B2 samt (b) diametere Dx og Dy, test 3

Test 4 ga den samme responsen som test 3, med en overestimering av B1 og B2 i simuleringen.

5.3.3 Konturplott av tøyninger

Sammenligning av konturplott av maksimale hovedtøyninger, for test 1, er gjengitt i figur 5.18. Den nederste delen er hentet ut fra 7D og den øverste fra LS-DYNA. Som figuren viser, er tøyningene noe større (ca. 0,1) i den numeriske simuleringen, ved hullets innerrand. Rundt hullet representeres tøyningen godt og selve deformasjonsformen fanges opp av modellen.



Figur 5.18: Sammenligning av konturplott av maksimale hovedtøyninger, for test 1, ved 7,1 mm forskyvning
Figur 5.19 viser konturplott for test 2. Tøyningene er, også her, noe større mot hullets innerrand. Simuleringen predikerer en noe større lokalisering av tøyningene. Det kan tydelig sees hvorfor prøvestykket fikk to innsnøringer; betydelige tøyninger oppstår først ved innerranden før de propagerer mot ytterranden på skrå, oppover og nedover. Måten tøyningene propagerer på kan skyldes at i midtsnitt er det en, mer eller mindre, enaksiell spenningstilstand. Innsnøring av bredden initieres i området med minst areal, det vil si i midtsnittet. Dette fører til at det oppstår en krumning av prøvestykkets ytterrand. Denne krumningen fører trolig til at spenningstilstanden ikke er enaksiell og dermed mer kritisk enn i midtsnitt (ved ytterranden), som har en enaksiell spenningstilstand. Lokaliseringen, som er observert i simuleringen, kan dermed skyldes at ekvivalent spenning i materialmodellen gjør at flytekriteriet (jf. ligning (2.5)) oppnås tidligere for denne typen spenningstilstand. Nettinndelingen og deformasjon av nettet i et gitt øyeblikk kan også til dels forsterke lokaliseringseffekten.



Figur 5.19: Sammenligning av konturplott av maksimale hovedtøyninger, for test 2, ved 5,1 mm forskyvning

Figur 5.20 viser konturplott for test 3. Dette ble tatt ut for en mindre forskyvning enn for de tidligere testene, da den gikk til brudd ved ca. 5 mm, derav mindre tøyninger. Figuren viser at de to plottene sammenfaller godt, men at simuleringen overestimerer tøyningene marginalt.



Figur 5.20: Sammenligning av konturplott av maksimale hovedtøyninger, for test 3, ved 3,3 mm forskyvning

Figur 5.21 viser konturplott for test 4. Tøyningstilstandene er nokså like. Samme lokalisering som i test 2 observeres, men her oppstår det også større lokalisering i lab-testen. Dette skyldes sannsynligvis den økte tøyningshastigheten.



Figur 5.21: Sammenligning av konturplott av maksimale hovedtøyninger, for test 4, ved 4,4 mm forskyvning

Konturplottene viser at deformasjoner og tøyninger representeres godt av materialmodellen. Det kan tyde på at materialmodellen har en tendens til å skape større lokalisering; dette er spesielt tydelig ved lave tøyningshastigheter. Test 3 og 4 har høyere tøyningshastighet og dermed mindre fastning. Dette fremmer lokalisering og visker ut forskjellen som oppstår i materialmodellen. Lokaliseringseffekten kan komme av avvik i spenning-tøyningskurvene for materialmodellen og lab-testene, i avfastning-/fastningsområdet, som igjen kan komme av feil eller forenklinger som ble gjort i kalibreringsprosessen.

5.4 Diskusjon

Matlab-koden målte snittene med minst bredde/størst diameter, til enhver tid. Plasseringen av disse snittene kunne variere noe, men det var typisk ett snitt som skilte seg ut og variasjonen var lav. På enkelte plott (figur 5.12 og 5.14 (a)) kan det tyde på at systematisk målefeil har inntruffet. Dette kan komme av støy på testbildene. Figur 5.22 (b) og (c) viser en svart prikk i måleområdet til B2. Denne ville ført til at bredden alltid ville blitt målt som mindre enn det den faktisk var. Dette ble forsøkt justert, ved hjelp av bildemanipulering, gjennom å "fargelegge" eventuelle svarte prikker, i Matlab. Dette var spesielt problematisk ved prøvestykkets ytter- og innerrand siden denne bevegde seg med innsnøringen.

Konvertering av testbildene til svart-hvitt avhenger av en faktor som angis i Matlab. Denne er proporsjonal med mengden svart, som er på bildet etter konvertering. Figur 5.22 viser tre bilder med en faktor på henholdsvis 0,12, 0,16 og 0,19. Valg av faktor ble gjort på grunnlag av den som ga minst svart eller hvit støy på bildet. Her ble 0,16 valgt. Målingene som ble gjennomført vil, til en viss grad, avhenge av denne faktoren, da denne påvirker randen til prøvestykket ved at denne øker eller minker. Det vil si at en lav faktor, som gir mye hvitfarge, vil gi høyere målinger enn en høy faktor, som gir mindre hvitfarge.



Figur 5.22: Bilder etter konvertering med en faktor på (a) 0,12, (b) 0,16 og (c) 0,19

Måling av tykkelsen ble gjort langs prøvestykkets ytterrand. Tøyningsplott og simuleringer antydet at tykkelsen ikke var lik over hele bredden. Dette førte dermed til at tykkelsen som ble målt, kun var et estimat på prøvestykkets tykkelse. Tykkelsen ble målt i midtsnitt i simulering og som den minste tykkelse i et vilkårlig snitt i lab-test 1. Det ble kun antatt at tykkelsen var minst i midtsnittet, noe den viste seg å ikke være i testene 2, 3 og 4. Målingene tydet på at det kun oppsto én innsnøring langs ytterranden på test 1 og det kan antas at dette var i midtsnittet. Modellen innehar ikke viskoelastisitet og kan derfor ikke representere en hastighetsavhengig E-modul. Dette er forsøkt tatt hensyn til, ved å komme fram til en mer korrekt E-modul for de respektive forskyvningshastigheter, men siden de numeriske analysene viser en stivere oppførsel, i form av større krumning ved maksimal kraft og større linearitet i det elastiske området, kan det ikke sies sikkert hvilken E-modul som gir best samsvar med en lab-test. Dette kan tas hensyn til ved at man justerer E-modulen avhengig av om simuleringen i det aktuelle tilfellet har betydelige plastiske deformasjoner eller ikke.

Det viste seg at de maksimale tøyningshastighetene i lab-test 1 var noe mindre enn i simuleringen, ca. $2 \cdot 10^{-3}s^{-1}$ mot $8 \cdot 10^{-3}s^{-1}$. Disse tøyningshastighetene ble funnet ved å anslå stigningstallet til tøyningskurven i et plott av tid mot lengdetøyning. Likevel traff simuleringen maksimal kraft godt, med andre ord; det var ingen tegn til økt flytespenning. Anslaget for tøyningshastigheten ble gjort ved hullets innerrand. Avviket kan derfor komme av at simuleringene ga større lokalisering av tøyninger i dette området. Tilsvarende avvik ble observert i test 3 og 4.

Alle testene som er omtalt i dette kapittelet har tøyningshastigheter som er større enn det modellen ble kalibrert etter $(10^{-3}s^{-1})$. Dette gjør at fastningen i modellen trolig ligger høyere enn det som er reelt, ved store tøyninger. Tre av testene gikk til brudd og det er derfor vanskelig å si noe om dette påvirker simuleringene eller ikke, grunnet manglende, brukbare data ved store tøyninger.

6 Validering - fallverk

Dette kapittelet tar for seg videre validering av materialmodellen. Fem valideringstester ble gjennomført med en fallende vekt, på kvadratiske plater, i et fallverk (Drop Tower). Ulike fallhastigheter og fallvekt ble benyttet. Det eksperimentelle arbeidet er omtalt i kapittel 6.1. Videre er de numeriske modellene som ble benyttet, gjennomgått i kapittel 6.2. De eksperimentelle testene og simuleringene er sammenlignet og drøftet i kapittel 6.3 og til slutt følger diskusjon i kapittel 6.4.

6.1 Eksperimentell metode

Testene ble utført i et Instron CEAST 9350 Drop Tower, som vist i figur 6.1.



Figur 6.1: Fallverket benyttet i testingen

Prøvestykkene var kvadratiske med sidelengde 100 mm og tykkelse 5 mm. De ble festet i testmaskinnen ved at de ble lagt på en metallring med ytre diameter 100 mm og indre

diameter 70 mm, som vist i figur 6.2. En metallplate med et sirkulært hull med diameter 70 mm, ble deretter presset ned på prøvestykket for å holde det på plass. Trykket i sylinderen som presset platen ned på prøvestykket, var på ca. 500 kPa.



(a)



Figur 6.2: (a) Prøvestykket festet i testmaskinen. (b) Illustrasjon av innfestingen fra undersiden, målsatt.

Øverst i figur 6.2 (a) vises metallstangen som ble brukt til å penetrere platen. Stangen ble sluppet eller skutt ned i platen, avhengig av om påsatt hastighet kunne nås på et 2 m høyt fall. Spissen av stangen besto av en halvkule med diameter 20 mm. Maskinen logget,

blant annet, kraften målt i spissen, hastighet og nedbøyning. Punktet der spissen traff platen, ble brukt som nullpunkt for nedbøyningen.

Kinetisk energi ble brukt som utgangspunkt for valg av hastighet og vekt. Første test ble gjennomført med energi på ca. 50 J. Dette ga et lite merke i platen og relativt små plastiske deformasjoner. Energien ble gradvis økt helt til spissen penetrerte platen fullstendig. Tabell 6.1 oppsummerer inndata for testene.

Test #	Tykkelse [mm]	Fallvekt [kg]	Fallhastighet [m/s]	Kinetisk Energi [J]
1	4,98	5,045	4,4	48,8
2	$5,\!05$	5,045	6,263	$98,\!9$
3	$5,\!04$	$10,\!045$	$4,\!4$	97,2
4	$5,\!14$	$10,\!045$	6,263	197
5	$5,\!02$	12,045	6,263	236

Tabell 6.1: Oversikt over gjennomførte tester

Hvert prøvestykke, etter gjennomført test, er avbildet i figur 6.3. Test nummer 5 var den eneste som fikk fullstendig penetrasjon.



Figur 6.3: Prøvestykkene benyttet i fallverket, test 1-5

Denne type tester ble gjennomført fordi betydelig høyere tøyningshastigheter oppnås $(\dot{\varepsilon} \in [0, 1000] \ s^{-1})$. Dette gjorde det mulig å undersøke hvor godt materialmodellen klarte å representere et dynamisk problem, med tøyningshastigheter langt utenfor området den ble kalibrert for. En får i tillegg testet hvor godt materialmodellen beskriver et problem som inneholder bøyning, trykk og avlastning, som ikke var representert i testene omtalt i kapittel 5.

6.2 Numerisk modell og simulering

I de numeriske modellene ble det benyttet todimensjonale aksesymmetriske skallelementer med full integrasjon (elform 15 i LS-DYNA), og symmetri om den vertikale senteraksen. Det ble antatt at dette ga en god nok representasjon av platen, selv om den var kvadratisk og ikke sirkulær, fordi opplagerbetingelsene var sirkulære. Aksesymmetriske elementer ble brukt for å modellere et snitt av kun platen og opplagerpunkter, i stedet for hele platen (med volumelenter). Dette gjorde at en adskillig finere nettinndeling kunne benyttes med samme antall elementer som i en tredimensjonal modell. Elementene i platen hadde en sidelengde på ca. 0,2 mm. Platen ble modellert med samme materialparametre som ble funnet i kalibreringen. Opplagerpunkter og stangspiss ble modellert som rent elastiske materialer (MAT001-ELASTIC i LS-DYNA), med materialparametrene til stål. Modellen som ble brukt som basismodell, er gjengitt i figur 6.4. Denne besto av ca. 6800 elementer, men dette varierte noe da hver test hadde forskjellig tykkelse. En representativ keyword-fil for en av simuleringene er vedlagt i Vedlegg D.



Figur 6.4: Numerisk basismodell. Stipling markerer symmetriakse.

Opplagerbetingelsene som ble benyttet, ble valgt for å representere den virkelige geometrien best mulig. Opplagerpunktene, i blått, ble fastholdt i vertikal- og horisontalretning, 0,001 mm fra platen og nodene langs platens høyre kant ble fastholdt i horisontalretning. Modellen vist på figuren ble valgt på grunnlag av en undersøkelse av flere modeller; rektangulære opplagerpunkter, flere typer fastholding av noder, samt modellering av 35 mm av platens lengde (med fastholdte noder i vertikal- og horisontalretning ved plateenden). Rektangulære opplagerpunkter skapte kontaktproblemer, derfor ble det benyttet avrundede hjørner.

Stangspissen som penetrerte platen, i grønt, ble påsatt en initiell hastighet lik den som ble benyttet i de respektive lab-testene. Massetettheten benyttet i stangspissen ble justert for hver test, slik at det totale volumet av omdreiningslegemet til spissen, multiplisert med massetettheten, ble lik fallvekten.

Kontaktbetingelsen som ble benyttet var av typen 2D Automatic single surface. En initiell friksjonskoeffisient på 0,3 ble benyttet i kontaktbetingelsen, som gjaldt for alle kontaktflater. Dette ble gjort da ingen annen friksjonskoeffisient var kjent for materialene i testen.

6.3 Sammenligning av resultater

Dette kapittelet presenterer resultatene fra lab-testene, sammenlignet med de numeriske analysene. En drøfting av resultatene vil bli foretatt. Sammenligningene baseres i hoved-sak på kraftdata. En fullstendig oversikt over data fra lab-testene er gjengitt i Vedlegg C2.

6.3.1 Test 1 - 50 J

Test 1 ble gjennomført med en fallvekt på 5,045 kg og en fallhastighet på 4,4 m/s. Dette ga en kinetisk energi på ca. 50 J. Figur 6.5 viser et kraft-nedbøyningsplott av den initielle numeriske simuleringen og lab-testen.



Figur 6.5: Kraft-nedbøyning, test 1

Fram til ca. 1 mm er det ingen plastiske deformasjoner i modellen og kurven styres av membraneffekter og platens elastiske bøyestivhet. Modellen underestimerer kraften, fram til maksimal kraft inntreffer. Nedbøyningen ved maksimal kraft er i tillegg større for simuleringen. Dette kan skyldes at simuleringen er mindre stiv enn lab-testen.

Figur 6.6 viser plott av kraft-tid, hvor estimert tøyningshastighet er inkludert. Denne ble beregnet fra elementet nederst, ved symmetriplanet (i området hvor det oppsto størst plastisk tøyning), ved å foreta numerisk tidsderivasjon av plastisk tøyning. Det er betydelig usikkerhet knyttet til en slik beregning og den kan bare anses som et estimat på størrelsesordenen av tøyningshastigheten. Tøyningshastigheten er stor fram til ca. 2 ms, før den avtar fram til maksimal kraft. I dette området avviker simuleringen også mest. Dette er som forventet da flytespenningen, ved stor tøyningshastighet, blir ekstrapolert fra figur 4.2. Ekstrapoleringen medfører usikkerhet i flytespenningen.



Figur 6.6: Kraft-tid og tøyningshastighet-tid, test 1

Figur 4.9 viste at det var et visst avvik mellom flytespenning i trykk og strekk ved økt tøyningshastighet. Denne figuren antydet at flytespenningen i trykk, ved økt tøyningshastighet, burde være noe større enn hva materialmodellen anslår den til å være. Det betyr at flytespenningen og videre avfastning, oppnås på et tidligere tidspunkt for elementene som er under trykk. I trykk fører dette til underestimering av spenningen og dermed kraften ved store tøyningshastigheter.

Figur 6.6 viser en maksimal tøyningshastighet på ca. 600 s^{-1} . Et overslag for flytespenningen i trykk ved denne tøyningshastigheten, beregnet fra de to kurvene i figur 4.9 gir et avvik på ca. 2 MPa. Dette er et relativt lite avvik, og vil sannsynligvis kun delvis forklare avviket i kraften.

Videre fører de høye tøyningshastighetene til at det oppstår en temperaturøkning som gjør at fastningen i lab-testene avviker fra den i simuleringene. Dette avviket kan være årsaken til at kraften i simuleringen nærmer seg lab-testen ved ca. 2,5 ms eller 8 mm. Plastiske tøyninger (inntil 0,65) på undersiden av platen gjør at betydelig fastning oppstår i dette området. Kraften i simuleringen vil dermed øke mer enn i lab-testen og ha den bieffekten at kurvene sammenfaller bedre.

I likhet med i kapittel 5.3, ble det gjort en parameterstudie av E-modulen. Figur 6.7 viser kraft-nedbøyningsplott for lab og simuleringer med forskjellige E-moduler. Det framgår av figuren at en større E-modul treffer bedre, fram til ca. 6 mm nedbøyning. Som figur 6.6

viser, var det også her det var størst tøyningshastigheter. Dette stemmer overens med resultatene fra parameterstudiene som ble gjort av E-modulen i kapittel 5.3.



Figur 6.7: Sammenligning av forskjellige E-moduler; kraft-nedbøyningsplott

Materialmodellen beregner avlastning som elastisk, avhengig av E-modulen. Høyere Emodul gir raskere avlastning og dermed større avvik, som vist i figuren.

Den initielle analysen (E = 1550 MPa) predikerer større maksimal nedbøyning enn labtesten. Dette henger trolig sammen med at materialmodellen, som nevnt tidligere, underestimerer flytespenningen i tillegg til at E-modulen er for lav i forhold til tøyningshastighetene som oppnås. Høyere E-modul vil gi en stivere oppførsel og dermed mindre nedbøyning av platen. En E-modul på 2500 MPa treffer maksimal nedbøyning godt.

I simuleringen ble det registrert trykkspenninger på opp mot 170 MPa, ved platens overflate, like under stangspissen. Dette kommer av at de aksesymmetriske elementene, ved symmetriplanet, sammen med trykkraften fra stangspissen førte til et betydelig hydrostatisk trykk i dette området. Flytekrieteriet avhenger av at det er en forskjell i hovedspenningene. Derfor kan det teoretisk sett oppstå uendelig spenning i elementene, ved uendelig hydrostatisk trykk. På undersiden av platen, hvor tøyningshastigheten var størst, ga ikke trykket fra stangspissen spenninger i platens tykkelsesretning. Dette førte til en biaksiell spenningstilstand, med spenninger opp mot 70 MPa.

6.3.2 Test 2 og 3 - 100 J

Testene 2 og 3 ble gjennomført med en fallvekt på hhv. 5,045 kg og 10,045 kg og en fallhastighet på hhv. 6,263 m/s og 4,4 m/s. Den kinetiske energien i begge testene var ca. 100 J. Dette gjorde det mulig å undersøke avvik som følge av endringer i hastighet og vekt. Figur 6.8 viser kraft-nedbøyningsplott for lab-tester og respektive analyser.



Figur 6.8: Kraft-nedbøyningsplott for lab-tester og respektive simuleringer, test 2 og 3

Test 2 viser den samme oppførselen som test 1. Tilsvarende avvik observeres også for den numeriske analysen.

De numeriske simuleringene for test 2 og 3 viser minimale avvik, hvilket betyr at modellen, i dette tilfellet, predikerer samme oppførsel ved samme påsatte kinetiske energi. Lab-test 3 avviker fra test 2 ved ca. 8 mm nedbøyning. Dataene viser at denne hadde betydelig mindre nedbøyning enn test 2 og at den får negativ nedbøyning. Dette skulle tilsi at spissen slår ned i platen og deretter spretter opp igjen, mens det fortsatt registreres kraft i den. Dette forutsetter kontakt med platen og kraften når null ved -27 mm nedbøyning. Det virker lite sannsynlig at platen skulle kunne bevege seg 27 mm oppover fra utgangsposisjonen, når platen kun viste tegn til trykk ovenfra og ned, etter testen. Testdataene indikerer i tillegg at test 3 hadde mindre nedbøyning enn test 1, selv om den kinetiske energien var dobbelt så stor. Dette er derfor betraktet som avvikende testdata og videre analyse av nedbøyningen er derfor ikke gjennomført. Et plott av kraft mot tid av de samme testene er gjengitt i figur 6.9, for å utelukke eventuelle feil i nedbøyningen.



Figur 6.9: Kraft-tidsplott for lab-tester og respektive simuleringer, test 2 og 3

Det observeres at test 2 har en raskere respons enn test 3. Dette skyldes trolig at test 3 hadde nær dobbelt så stor masse og dertil økt treghet. Videre underestimerer de numeriske analysene maksimal kraft noe. Dette kan ha sammenheng med at parameteren C er noe lavere i strekk enn i trykk, som gjør at flytespenningen underestimeres i trykk. En simulering med C lik 0,073 (opprinnelig 0,066) ble gjennomført for å undersøke påvirkningen på kraften. Plott fra denne simuleringen sammenlignet med den opprinnelige er gjengitt i figur 6.10. Det er tydelig at C har en viss påvirkning på maksimal kraft og nedbøyning.



Figur 6.10: Sammenligning av forskjellige verdier for C, test 2

Da friksjonskoeffisienten mellom metallspissen og platen ikke var kjent ble, som nevnt tidligere, en friksjonskoeffisient lik 0,3 benyttet i både statisk og dynamisk kontakt. Test 2 ble i tillegg simulert med friksjonskoeffisienter lik 0,2 og 0,4 for å undersøke hvilken innvirkning dette hadde på kraften. Kraft-nedbøyningsplott av simuleringene er gjengitt i figur 6.11.



Figur 6.11: Sammenligning av forskjellige friksjonskoeffisienter, test 2

Figuren viser at f = 0,4 sammenfaller best med lab-testen, både med tanke på nedbøyning og maksimal kraft. Mindre friksjon gjør at det oppstår mindre skjærkrefter mellom spissen og platen og dermed lavere resultantkraft. Det kan derimot ikke trekkes noen konklusjon om hvilken friksjonskoeffisient som virkelig oppstår mellom platen og spissen, da det kan være andre feilkilder som skaper et avvik i kraften. Dette gir kun en indikasjon på hvor mye friksjonen spiller inn.

6.3.3 Test 4 og 5 \geq 200 J

Testene 4 og 5 ble gjennomført med en fallvekt på hhv. 10,045 kg og 12,045 kg og en fallhastighet på 6,263 m/s. Den kinetiske energien i testene var ca. 200 J og 240 J. Begge testene viste tegn til tilsvarende oppførsel på nedbøyningen som test 3. Derfor er det kun gjengitt plott av kraft-tid i figur 6.12.

I begge de numeriske simuleringene ble elementene sterkt deformert, hvilket førte til at spissen penetrerte deler av nettet. Det betyr at simuleringene kun er gyldige fram til ca. 4 ms. I dette området observeres den samme oppførselen som i de øvrige testene.



Figur 6.12: Kraft-tidsplott for lab-tester og respektive simuleringer, test 4 og 5

Lab-test 4 fikk trolig negativ kraft på grunn av at spissen gikk dypt ned i platen. Dette kan ha ført til at stangen ble holdt igjen av friksjon mellom platen og spissen i det den spratt opp igjen.

Test 5 penetrerte platen fullstendig, noe modellen ikke kan fange opp. Dersom test 5 gikk til brudd ved maksimal kraft kan dette forklare hvorfor test 4 og 5 nådde samme maksimale kraft, selv om test 5 hadde større kinetisk energi. Det kan dog se ut som om bruddet skjedde på et senere tidspunkt, rundt 6,5 ms.

6.4 Diskusjon

Det er usikkert hvordan beregning av kraft og nedbøyning gjøres i maskinen, men det kan være basert på strekklapper i stangen. Tøyningene ville i så fall blitt logget i stangen og med kjent areal kan spenninger og dermed krefter beregnes. Massen som påføres er også kjent og akselerasjon kan bestemmes. Integrering av denne gir dermed hastighet og nedbøyning. Det har trolig skjedd en feil i oppsettet av test 3, 4 og 5 som har gjort at nedbøyningsdataene har blitt avvikende.

Opplagerbetingelsene i de numeriske simuleringene fører til en viss bevegelse av platen. I lab-testene ble platen holdt på plass av to plater som klemte den på plass. Siden kun trykket i sylinderen som presset platen ned var kjent, kunne ikke klemkraften anslås. I tillegg måtte innfestingen i simuleringene modelleres med en rund kant for å unngå numeriske problemer. Det antas at dette kan ha ført til en mykere respons i simuleringene enn i lab-testene. Figur 4.9 viste at flytespenningene i trykk ekstrapolert fra flytespenningene i strekk kunne gi avvik ved høye tøyningshastigheter. Dette kan ha ført til avvik i testene da det oppstår lokale trykkspenninger i platen.

I de numeriske simuleringene ble kreftene hentet ut fra et snitt langs stangspissens rand. Kreftene kunne også blitt hentet ut ved platens rand, og det var et minimalt avvik mellom disse.

Det forelå ingen informasjon om hva materialet i stangspissen var, men det ble antatt at det var en type stållegering. Dette vil derimot ikke ha særlig påvirkning på resultatene da det ble modellert som elastisk og massen som ble påsatt var uavhengig av materialet.

Det konkluderes med at de numerisk simuleringene sammenfaller nokså godt med labtestene. I simuleringer som disse er det mange usikkerhetsmomenter som vil være med å påvirke resultatet. En høyere E-modul viste seg å gi bedre samsvar i starten, men det kan også være andre avvik som gjør at dette var tilfellet. Dersom modellen hadde inneholdt viskoelastisitet kunne dette vært tatt hensyn til.

7 Konklusjon

Det ble gjennomført gjennomført strekk- og trykktester for å kartlegge materialets egenskaper ved tre nominelle tøyningshastigheter på hhv. $10^{-3}s^{-1}$, $10^{-2}s^{-1}$ og $10^{-1}s^{-1}$. Repeterbarheten i testparallellene var god. Det viste seg at PVC hadde antydning til viskoelastisitet; E-modulen økte moderat ved økende tøyningshastigheter, men kun fra $10^{-3}s^{-1}$ til $10^{-2}s^{-1}$. Det ble ikke avdekket noen betydelig økning fra $10^{-2}s^{-1}$ til $10^{-1}s^{-1}$. Testene viste i tillegg at PVC hadde en viss viskoplastisitet; flytespenningen og den påfølgende spenningen økte ved økende tøyningshastighet.

Videre viste testene at PVC hadde avfastning rett etter flytning. Ved større tøyninger begynte materialet å fastne. Ved laveste nominelle tøyningshastighet, $10^{-3}s^{-1}$, var det større fastning enn ved de øvrige nominelle tøyningshastighetene. Dette skyldes antagelig varmeutvikling i materialet.

Materialet viste en viss trykksensitivitet, med en flytespenning i trykk som var ca.20%større enn flytespenningen i strekk.

Kalibreringen ble gjennomført som foreslått av Hovden [1] og det viste seg at modellen samsvarte godt med basistesten (strekktest T1) som ble benyttet. Numeriske simuleringer ble gjennomført på basistesten og trykktest C1, for å kontrollere at modellen ga godt samsvar også i en simulering. Simuleringen av trykktesten førte, som forventet, til avvik i spenning-tøyningsplottet, da modellens fastningsforløp var bestemt fra basistesten, mens simuleringen ga godt samsvar med basistesten.

Validering av modellen ble gjennomført i to tester; en kvasistatisk test på en plate med hull i strekk og en dynamisk test i et fallverk. Dette gjorde det mulig å kontrollere materialmodellens evne til å representere et stort spekter av tøyningshastigheter. Testene på plate med hull hadde relativt sikre randbetingelser og gjorde det mulig å undersøke blant annet anisotropi og mer komplekse spenningstilstander enn en enaksiell strekktest. Fallverkstestene hadde en mer usikker innspenning, men testen inneholdt bøyning og direkte trykk fra fallegemet, som ikke var representert i plate med hull.

Det viste seg at modellen klarte å representere testene på plate med hull nokså godt. Større avvik oppsto ved større tøyningshastigheter. Dette kan skyldes avvik i fastningsforløpet i dette området. Modellen ga i tillegg en noe større lokalisering av tøyningene, som kan komme av at modellens spenningsforløp avviker fra det som ble observert i testen.

Enkelte tester i fallverket viste seg å inneholde avvikende nedbøyningsdata. To tester ga allikevel tilfredsstillende data. Modellen klarte å representere disse testene godt, tatt i betraktning det komplekse testoppsettet. Størst avvik oppsto ved størst tøyningshastigheter. Dette kommer trolig av ekstrapolerte verdier for flytespenningen samt avvik i fastningsforløpet ved økte tøyningshastigheter. De øvrige testenes kraftforløp ble nokså godt representert, men maksimal kraft ble underestimert. Usikkerhetsmomenter som friksjon, E-modul og spenningsforløp i trykk ved store tøyningshastigheter, gjør at det vanskelig kan trekkes noen konklusjon om hva avviket skyldes. Mangel på viskoelastisitet førte til et betydelig avvik under avlastning i simuleringene, sammenlignet med lab-testene.

Felles for alle valideringstestene var at E-modulen generelt var for lav. Dersom viskoelastisitet var inkludert i modellen kunne dette vært unngått. I tillegg representerer ikke modellen brudd, som kan ha ført til visse avvik mot slutten av de aktuelle testene.

8 Videre Arbeid

For å videre undersøke viskoelastisiteten til PVC bør høyhastighetstester gjennomføres for å anslå E-modulen ved større tøyningshastigheter enn det som er gjort i denne rapporten. En kartlegging av E-modulen, som funksjon av tøyningshastighet gjør at det med større sikkerhet kan benyttes en mer korrekt E-modul ved høyhastighetssimuleringer. Arbeidet i denne rapporten viste tegn til at PVC hadde en viss økning i E-modulen, men en mer fokusert studie på dette anbefales gjennomført. Dette vil delvis kunne veie opp for mangel på viskoelastisitet i modellen.

I kalibreringen ble det antatt at flytespenningen økte lineært som funksjon av logaritmen til relativ tøyningshastighet. En nærmere studie av flytespenninger i trykk og strekk, ved store tøyningshastigheter, bør gjennomføres for å undersøke om dette faktisk er tilfellet og hvor betydelig et evt. avvik er. Richeton et al. [8] fant at, for polymerene PC, PMMA og PAI, var det en ikke-lineær økning i flytespenningen. Det er derfor en mulighet at dette også gjelder for PVC.

Figur 4.9 viste at det var et visst avvik i flytespenningene i trykk og strekk ved økende tøyningshastighet. Nærmere undersøkelse av om dette gjelder ved store tøyningshastigheter bør gjennomføres. Hvis det viser seg at tilsvarende eller større avvik også gjelder ved store tøyningshastigheter bør det vurderes om en mer avansert modell av flytespenningen i trykk skal inkluderes.

Dersom høyhastighetstester blir gjennomført bør også fastningsforløpet vurderes og sammenlignes med tester ved lavere hastigheter. Modellen ble kalibrert etter en relativt lav tøyningshastighet. Dersom fastningsforløpet viser seg å ha en nokså lik form for alle tøyningshastigheter større enn eller lik $10^{-2}s^{-1}$ kan modellen kalibreres fra en basistest ved en av disse tøyningshastighetene. Dette gjelder spesielt i de tilfeller der bruksområdet i hovedsak er høyhastighetssimuleringer.

Temperaturøkning i materialet, ved forskjellige tøyningshastigheter, bør undersøkes. En betydelig temperaturøkning kan føre til et betydelig tap av materialfasthet, som dermed kan påvirke resultatene.

Videre bør det vurderes om viskoelastisitet skal inkluderes i modellen, da de fleste avvik som ble funnet i dette arbeidet, kunne relateres til mangel på dette.

Vedlegg A1

Strekktester

Dette vedlegget inneholder en sammenstilling av data fra de individuelle strekktestene som ble gjennomført. Plott av kraft-forskyvning, sann spenning-lengdetøyning og ρ -lengdetøyning, inkludert prøvedata og -bilder, er presentert.

PVC-T1





Data

$b_0(b)$	11,97 mm (8,48 mm)
$t_0(t)$	5,02 mm (3,56 mm)
F_y	2788 N
σ_y	47,78 MPa
$\dot{\varepsilon}_{nom}$	$10^{-3} \mathrm{s}^{-1}$
Hastighet	$0,033 \mathrm{~mm/s}$
Forskyvning ved brudd	-

Gikk ikke til brudd. Verdien $\rho=0,39$ ble brukt i materialmodellen.
b og t er mål tatt etter endt test.

VEDLEGG A1

PVC-T2





Data

$b_0(b)$	11,97 mm (8,49 mm)
$t_{0}\left(t ight)$	5,02 mm (3,56 mm)
F_y	2785 N
σ_y	47,66 MPa
$\dot{arepsilon}_{nom}$	$10^{-3} \mathrm{s}^{-1}$
Hastighet	$0,033~\mathrm{mm/s}$
Forskyvning ved brudd	-

Gikk ikke til brudd.

PVC-T3





$b_0(b)$	11,97 mm (7,12 mm)
$t_{0}\left(t ight)$	4,93 mm (2,89 mm)
F_y	2993 N
σ_y	52,27 MPa
$\dot{arepsilon}_{nom}$	$10^{-2} \mathrm{s}^{-1}$
Hastighet	$0,33 \mathrm{~mm/s}$
Forskyvning ved brudd	$34,7 \mathrm{~mm}$

VEDLEGG A1

PVC-T4





$b_0(b)$	11,96 mm (7,21 mm)
$t_0(t)$	5,04 mm (2,91 mm)
F_y	3052 N
σ_y	52,29 MPa
$\dot{arepsilon}_{nom}$	$10^{-2} \mathrm{s}^{-1}$
Hastighet	$0,33 \mathrm{~mm/s}$
Forskyvning ved brudd	$26,6~\mathrm{mm}$

PVC-T5





$b_0(b)$	11,96 mm (7,80 mm)
$t_{0}\left(t ight)$	4,98 mm (3,11 mm)
F_y	3406 N
σ_y	59,35 MPa
$\dot{arepsilon}_{nom}$	$10^{-1} \mathrm{s}^{-1}$
Hastighet	$3,3 \mathrm{~mm/s}$
Forskyvning ved brudd	22,3 mm

VEDLEGG A1

PVC-T6



Data

$b_0(b)$	11,95 mm (7,36 mm)
$t_{0}\left(t ight)$	5,03 mm (3,03 mm)
F_y	3411 N
σ_y	58,31 MPa
$\dot{\varepsilon}_{nom}$	$10^{-1} \mathrm{s}^{-1}$
Hastighet	3,3 mm/s
Forskyvning ved brudd	$35,7 \mathrm{~mm}$

Ble strukket betydelig lenger enn prøve T5 med samme geometri og hastighet.

PVC-T7





$b_0\left(b ight)$	11,98 mm (7,85 mm)
$t_0(t)$	10,06 mm (6,65 mm)
F_y	5673 N
σ_y	48,42 MPa
$\dot{arepsilon}_{nom}$	$10^{-2.5} \mathrm{s}^{-1}$
Hastighet	0,1044 mm/s
Forskyvning ved brudd	$38,8 \mathrm{mm}$

VEDLEGG A1

PVC-T8





Data

$b_0(b)$	11,97 mm (8,25 mm)
$t_0(t)$	10,08 mm (6,86 mm)
F_y	5660 N
σ_y	48,51 MPa
$\dot{\varepsilon}_{nom}$	$10^{-2.5}\mathrm{s}^{-1}$
Hastighet	0,1044 mm/s
Forskyvning ved brudd	22,8 mm

Ble strukket betydelig kortere enn prøve T7 med samme geometri og hastighet.

PVC-T9





$b_0(b)$	11,95 mm (8,60 mm)
$t_0(t)$	10,08 mm (6,68 mm)
F_y	5921 N
σ_y	$50,57 \mathrm{MPa}$
$\dot{arepsilon}_{nom}$	$10^{-2} \mathrm{s}^{-1}$
Hastighet	$0,33 \mathrm{~mm/s}$
Forskyvning ved brudd	21,4 mm

VEDLEGG A1

PVC-T10





$b_0(b)$	11,97 mm (7,90 mm)
$t_0(t)$	10,06 mm (6,60 mm)
F_y	6502 N
σ_y	55,68 MPa
$\dot{\varepsilon}_{nom}$	$10^{-1} \mathrm{s}^{-1}$
Hastighet	3,3 mm/s
Forskyvning ved brudd	22,6 mm

PVC-T11





Data

$b_0(b)$	11,93 mm (8,63 mm)
$t_{0}\left(t ight)$	10,00 mm (7,19 mm)
F_y	5377 N
σ_y	46,71 MPa
$\dot{\varepsilon}_{nom}$	$10^{-3} \mathrm{s}^{-1}$
Hastighet	0,033 mm/s
Forskyvning ved brudd	-

Gikk ikke til brudd

$V\!EDLEGG\;A2$

Vedlegg A2

Trykktester

I det følgende er alle strekktestene presentert. Kraft-forskyvning, sann spenning-lengdetøyning og ρ -lengdetøyning, inkludert prøvedata, er presentert. På spenning-tøyningsplottene tilsvarer en stiplet kurve synlig krumning av ytterveggen på prøvestykket.



Figur A2.1:Alle trykkprøvene etter endt test



Ble ved en feil knust under avlastning.


H og D er mål tatt etter endt test.





Ble belastet betydelig lenger enn de øvrige prøvestykkene.



Ble belastet på tvers av ekstruderingsretningen, i platens tykkelsesretning

 $V\!EDLEGG \ B$

Vedlegg B

Dette vedlegget inneholder de viktigste Matlab-program som ble brukt for å analysere data fra programmet 7D og bilder tatt under material- og valideringstestene.

Program 1

```
1 %% Finner største og minste logaritmiske hovedtøyninger fra 7D-data samt
      lokalisering av hvilke snitt disse opptrer i for strekktestene. %%
2
3
  clear all
4
  close all
5 clc
6
7 load ('PVC-T1.mat')
                                                          %% Apper filen som ble
      eksportert fra 7D med elnmini og elnmaxi
                                                          %% ENDRES etter hvor
8
  ant = 53;
      mange frames/bilder som skal være med
9
10
11 1 11 11 Tar ut lengde- og tverrtøyningene og summerer disse over bredden av
      prøvestykket. Registrerer også den raden med, i sum, størst tøyninger
      for ethvert bilde.
12 for i = 1:ant
13
       Smax = eval(sprintf('elnmaxi\%.3d',i));
                                                          % Tar ut matrise i
                                                          % Summerer opp maks.-
14
       Bmax = sum(Smax');
          tøyninger for hver rad
15
       Smin = eval(sprintf('elnmini\%.3d',i));
                                                          % Tar ut matrise i
       Bmin = sum(Smin');
                                                          % Summerer opp min.-
16
           tøyninger for hver rad
17
       [Lengde Bredde] = size(Smax);
                                                          % Tar ut matrisens mål
       [vmax idmax] = max(Bmax);
18
                                                          % Tar ut posisjon og
           verdi av summen av max/min tøyning
19
       [\text{vmin idmin}] = \min(\text{Bmin});
20
21
       valuemax(i) = vmax;
                                                          % Lagrer verdi for
           hvert skritt i egen vektor
22
       valuemin(i) = vmin;
23
       indexmax(i) = idmax;
                                                          % Lagrer posisjon for
           hvert skritt i egen vektor
24
       \operatorname{indexmin}(i) = \operatorname{idmin};
25 end
26
27 %% Plotter indexen til den raden med størst lengde-/tverrtøyning til enhver
       tid.
28 figure (1)
29 plot (indexmax)
30 hold on
31 plot (indexmin)
32 % Se på plott, velg en "gjennomsnittlig" rad i området like etter flytning.
33
34 %
35 | rad = 34;
                                                          %% ENDRE, sett inn rad
      valgt fra plott over
36 | radsml = 30;
                                                          %% radsml brukes for å
  sammenligne tøyninger ut fra en annen rad for å se om det er stor
```

```
forskjell
37
  %% Beregner gjennomsnittlig tøyning over bredden i "rad", "radsml" og i en
38
      bredde av "width" piksler i "rad" for sammenligning.
39 for i = 1 : ant
40
       Smax = eval(sprintf('elnmaxi\%.3d',i));
41
       Bmax = sum(Smax');
                                                             % Summerer opp max-
           tøyninger for hver rad
42
       Smin = eval(sprintf('elnmini\%.3d',i));
       Bmin = sum(Smin');
                                                             % Summerer opp min-
43
           tøyninger for hver rad
       \operatorname{elnmaxavg}(i) = \operatorname{Bmax}(\operatorname{rad})/\operatorname{Bredde};
                                                             % Max gjennomsnittlig
44
           tøyning for en rad
       \operatorname{elnminavg}(i) = \operatorname{Bmin}(\operatorname{rad})/\operatorname{Bredde};
                                                             % Min gjennomsnittlig
45
           tøyning over en rad
46
       elnmaxsml(i) = Bmax(indexmax(i))/Bredde; % Verdier til bruk for
           sammenligning av rader
47
       elnminsml(i) = Bmin(indexmin(i))/Bredde;
48
       teller = 1;
49
       width = 10;
50
       %% Beregner tøyningene over en bredde "width" og ikke over total bredde
            av prøvestykket
51
       for k = 1: width
             elnmaxi_skritt(teller)=(eval([sprintf('elnmaxi%.3d(rad,%d)',i,(
52
                round(Bredde /2)-width /2)+k)));
53
             elnmini_skritt(teller)=(eval([sprintf('elnmini%.3d(rad,%d)',i,(
                round (Bredde /2)-width /2+k) ]);
             teller = teller + 1;
54
55
       end
56
       elnmaxi(i)=mean(elnmaxi_skritt);
57
       elnmini(i)=mean(elnmini_skritt);
58 %
                                           %% settes lik hverandre hvis det er NaN
        elnmaxavg(i) = elnmaxi(i);
        i kantene av matrisene
59 %
        elnminavg(i) = elnmini(i);
60 end
61
62 %% starttøyninger settes lik 0
63 elnminavg(1) = 0;
64 elnmaxavg(1) = 0;
65
66 %% Plotting
67 figure (2)
68 plot (elnmaxavg)
69 hold all
70 plot (elnmaxsml)
71 legend ('Max avg', 'Maxi', 'location', 'BestOutside')
72 hold off
73 figure (3)
74 plot (elnminavg)
75 hold all
76 plot (elnminsml)
77 legend('Min avg', 'Mini', 'location', 'BestOutside')
78
```

```
79 % Transponere vektorer for excel
80 elnmaxavgT = elnmaxavg';
81 elnminavgT = elnminavg';
83 % Skriv resultat til excel-fil
84 xlswrite('PVC-T1.xlsx',elnmaxavgT, 'Sheet1', 'A2') %% ENDRE FILNAVN
85 xlswrite('PVC-T1.xlsx',elnminavgT, 'Sheet2', 'A2') %% ENDRE FILNAVN
```

Program 2

```
%% Beregner korrigert forskyvning av test T1 %%
1
\mathbf{2}
3
  clear all
4
  close all
5 clc
6
   files = dir ('PVC-T*.bmp'); % Stå i mappen bildene ligger i
7
                        % Antall bilder som skal måles
8 \text{ ant} = 85;
   center = 1224;
                        % Angir midten på bildet langs x-aksen
9
10 \ L0 = 56.6;
                        % Lengden av prøvestykket [mm]
11 \, \mathrm{dT} = 10;
                        % Hvor ofte bilder ble tatt [s]
12
13 for i =1:ant
       %% Konverterer bildene til "svart-hvitt" bilder
14
15
       img = imread(files(i).name);
      BW = im2bw(img, 0.17);
                                          % Juster faktoren slik at bildene fra "
16
           imshow " gir lite støy.
17
       %imshow(BW)
18
19
       H(i) = sum(BW(:,center));
                                          % Beregner lengden fra topp til bunn av
20
       L(i) = (L0 * H(i) / H(1));
            innfestingen \ i \ hvert \ bilde
21
                                          % Tidsakse
22
       T = [0:dT:(i-1)*dT];
23
       v(i) = (L(i)-L0)/T(i);
                                         % Estimerer et anslag for hastigheten
24 end
25 figure (1)
26 plot(T,L)
27 figure (2)
28 plot(T,v)
```

Program 3

```
1 %% Beregner diameter og spenning fra bildene tatt i trykktestene. Beregner
også et mål på hvor "tønneformet" prøven er utover i testen. Må ta inn
       lengdetøyning og kraftdata fra excel-fil. %%
 2
 |3|
   clear all
   close all
|4|
 5 clc
 6
 7 %
   files = dir ('PVC-C*.bmp'); % Stå i mappen filene ligger i
8
9 ant = 30;
                                    % Antall bilder som analyseres
10 %% parametere brukt av programmet
11 j = 1;
12 b = 0;
13 dia = \mathbf{zeros}(1, \operatorname{ant});
14 avg = dia;
15 diabarrel = \mathbf{zeros}(3, \operatorname{ant});
16 diadiff = diabarrel;
17 Diareal = diabarrel;
18
19 diainitial = 9.89; % Målt diameter før test [mm], skaleres med
       pikselmålingene under
20
21
   for i = 1 : ant
       pic = imread(files(i).name);
22
23
       BW = im2bw(pic, 0.3);
                                                  % Velg faktor som gir mest mulig
            svart/hvitt bilde med klare kontraster
                                                  % Kontroller at bildet ser greit ut
24
      \% imshow(BW);
           NB ingen hvite prikker i de svarte områdene og omvendt
       x0 = round(length(BW(1, :))/2);
                                                 % Finner senter av bildet i
25
            bredderetningen
26
       %% Beregner punktet der hvor hvitt, dvs prøven "starter" fra toppen av
27
            bildet og ned.
28
       while b \le 0
29
            \mathbf{a} = \mathrm{BW}(\mathbf{j}, \mathbf{x0});
30
            if a == 1
31
                                                  % y1 er koordinaten for "starten"
                 y1 = j;
                     av det hvite området i senter av gjeldende bilde
32
                 b = 1;
33
            end
34
            j = j+1;
35
       end
36
       b = 0;
37
       a = 0;
38
39
       y = round(y1 + sum(BW(:, x0))/2);
                                                  % y er koordinaten for midtsnittet
            av prøven i "høyderetningen"
40
       dia(1, i) = \mathbf{sum}(BW(y, :));
```

```
diareal(i) = diainitial * (dia(i)/dia(1));
41
42
43
       %% Hvor "tønneformet" er prøven?
44
45
            d1 = round(y1 + sum(BW(:, x0))/6);
                                                                   \% d1 d2 d3 er hhv
               1/6 3/6 og 5/6-punkter av høyden på prøvestykket i gjeldende
               b \, i \, l \, d \, e
46
            d2 = y;
47
            d3 = round(y1 + 5 * sum(BW(:, x0))/6);
            diabarrel(1, i) = \mathbf{sum}(BW(d1, :));
                                                                   % berequer
48
                diametere på sjettedelspunktene
            diabarrel(2, i) = sum(BW(d2, :));
49
            diabarrel(3, i) = sum(BW(d3, :));
50
            avg(i) = mean(diabarrel(:,i));
                                                                   % beregner avvik
51
               for hver diameter av gjennomsnitt
52
            diadiff(:,i) = 100*(diabarrel(:,i)/avg(i) - 1); % berequer
               prosentmessiq avvik fra gjennomsnitt som mål på "tønneform"
53
54 end
55
56 \% Tar ut kraftvektoren fra excelfilen som må ligge i bildemappen
57 [numF txtF rawF] = xlsread('PVC-C1.xlsx', 'J4:J36');
                                                                  % NB Spesifiser 'A
      #:A#' for hvilken kolonne og rad kraftdata befinner seg innen
58 [numT txtT rawT] = xlsread('PVC-C1.xlsx', 'H4:H36');
                                                                % Tidsdata
59 [eps txt2 raw2] = xlsread('lengdetoyning_C1.xlsx', 'G4:G33'); %
      Lengdet øynings data
60 | tru_stress = zeros(1, length(eps));
61 \text{ ing\_stress} = \text{tru\_stress};
62 for i = 1: length (eps)
       tru_stress(i) = 4*numF(i)/(pi*(diareal(i)^2));
63
64
       ing_stress(i) = 4*numF(i)/(pi*(diainitial^2));
65 end
66
67 %% Plotter spenning-tøyning
68  figure (1)
69 plot(eps, tru_stress, '-*')
70 \left[ \%axis \left( \left[ 0 \ max(eps) + max(eps) * 0.1 \ 0 \ max(tru_stress) * 1.3 \right] \right) \right]
71 xlabel('\epsilon')
72 ylabel(' \setminus sigma (MPa)')
73 title ( 'PVC-C1')
74 %% Print spenning-tøyningsplottet til fil
75 %legend('Sann spenning', 'Ingeniørspenning')
         print(gcf, '-dpng', '-r1200', ['C: \Users \EB_Veyron \Desktop \Master \PVC \
76 %
      PVC-C1 \setminus PVC-C1_ing_true')
77 %% Plotter prosentmessig avvik fra gjennomsnittlig diameter ved
      sjettedelspunktene
78 figure (2)
79 plot (eps, diadiff (1,:), '---')
80 hold on
81 plot (eps, diadiff (2,:), '-*')
82 plot (eps, diadiff (3,:))
83 | \% Plotter diameteren i sjettedelspunktene uskalert, dvs. i antall piksler
84 figure(3)
```

85 plot (eps, diabarrel (1,:), '---') 86 hold on 87 plot (eps, diabarrel (2,:), '-*') 88 plot (eps, diabarrel (3,:))

Program 4

1 %% Beregner reell forskyvning for valideringstestene - plate med hull mellom et punkt 35 mm over og et punkt 35 mm under senter av hullet, fra eksportert forskyvningsfelt fra 7D. %% 23 clear all 4 close all 5 clc 6 7 load ('displ lengde.mat') %displ lengde.mat er forskyvningsfeltet eksportert fra 7D 8 ant = 168; % Antall bilder som skal måles 9 scale = 0.0541175;%[mm/pixel], skaleringsfaktor hentet ut fra 7D $10 \, \mathrm{dT} = 2;$ %Hvor ofte bilder ble tatt [s] 11 L0 = 35;%Initiell lengde fra bunnen av merket til senter av hull/mm] 12 Hmat=127; %Høyden på matrisen i enheter 13 Cmat = 63;%Halvparten av høyden til senter 14 T = [0:dT:(ant-1)*2];% Tidsakse1516 for i = 1: ant 17Smax = eval(sprintf('dy%.3d',i)); %Evaluerer innholdet i ønsket dy fra 'displ lengde.mat' Sorig = Smax; 18 %Setter alle NaN lik null i matrisen 19 $\operatorname{Smax}(\operatorname{\mathbf{isnan}}(\operatorname{Smax})) = 0;$ så det går an å bruke sum() 20Smax = Smax * scale;%Gjør om verdier fra pixler til mm. 21% figure(1) 22% imagesc (Smax) %Viser det som et bilde % 23colorbar24B = sum(1-isnan(Sorig(64,:)));%B er bredden av stykket utenom hull, *i* piksler 25Dmidt = sum(Smax(64, :));%Summerer opp forskyvninger i midterste rad,63. Dmidtmean = Dmidt/B;26%Beregner gjennomsnittlig forskyvning i midtsnittetDm(i) = Dmidtmean;27%Lagrer alle Dmean i en vektor 28% pause29% F(i) = getframe;%For å lage animasjon 30Dtopp = sum(Smax(1,:));Dtoppmean = Dtopp / 115;3132 Dbunn = sum(Smax(127, :));%Beregner forskyvning ved bunnen 33 Dbunnmean = Dbunn/115; 34 Db(i) = Dbunnmean;35 L(i) = 100 + Dtoppmean - Dbunnmean;%Reell lengde 36 displ(i) = L(i) - 100;%Forskyvning 37 end 38 **plot**(T,L) 39 **xlabel**('Tid') 40 **ylabel**('Lengde fra bunn til topp') 41 hold all

42	plot (T, displ)				
43	$\% movie\left(F ight)$	% For	å	lage	animas jon

Program 5

```
1 %% Beregner målene B1, B2, Dx og Dy for alle testbildene av
      valideringstestene med plate med hull %%
2
3 clear all
4 close all
5 clc
6
7 files = \operatorname{dir}(\operatorname{'P*.bmp'});
8 ant =200; % Antall bilder som skal undersøkes
9
10
  %% Bestemmer hvordan det hvite overlaget skal bevege seg med necken for å
11
      få bort støy fra spraymaling
12 X = [0:1:ant-1];
13 for i = 1:ant
       step (i) = 211-round (0.7*( -0.01156*X(i)^2+0.2325*X(i)+300));
14
15 end
16
17 18% Grenser for områder som er innenfor "hvitområde" på platen, angir fra-
      til verdier langs x-aksen hvor alle rader skal farges hvite for å få
      bort støy
18 % Justeres for hvilken forsøksserie en er ute etter
19 \min X1 = 284;
20 \max X1 = 540;
21 \text{ min} \text{X}2 = 1180;
22 \max X2 = 1380;
23 b0v = 15.36; %% Merk at disse må korrespondere til den sida på bildet som
      har disse breddene
24 b0h = 15.77; %% størst verdi for den bredeste sida (Test 1)
25 \, \mathrm{dx0} = 30;
                 %%
26 \, \mathrm{dy0} = \mathrm{dx0};
                 %%
27
28 tic
29 for i = 1:ant
       %% Konvertering av bildet
30
31
       pic = imread(files(i).name);
                                               %Leser bildedata
32
      BW = im2bw(pic, 0.16);
                                               %Konverterer til 0/1 bilde, juster
           faktor for best svart/hvitt resultat
33
      BW = BW(350:2000, 400:2100);
                                               %Cropper bildet for å få vekk øvre
           del.
34
       [Hoyde Bredde] = size(BW);
35
       %% Farger støyområder hvite
36 %
         for j = minX1 : maxX1 - i
37 %
             BW(:, j+step(i)) = 1;
38 %
         end
39
       for k = minX2:maxX2
40
           BW(:,k) = 1;
41
       end
42
       %% Finne kritisk snitt med "minst hvitt"
```

VEDLEGG B

```
BW\_venstre = BW(1:Hoyde, 1:round(Bredde/2)); %Deler bildene på
|43|
           midten for å finne B1 og B2
       BW_hoyre = BW(1:Hoyde, round(Bredde/2):Bredde);
44
45
       BW_crop = 1-BW(minX1:maxX2, 300:Hoyde-400);
46
       for l = 1: Hoyde -500
                                                       %Pass på at y er innenfor
           kritisk snitt(i høyden)
            venstre(1) = sum(BW_{-}venstre(1,:));
47
                                                       %Summerer prøvestykkets
               bredde for alle rader
48
            hoyre(1) = sum(BW_hoyre(1, :));
49
       \mathbf{end}
       [\text{Height Width}] = \operatorname{size}(BW_{crop});
50
51
       for n = 1:Width
52
           d_{-}y(n) = sum(BW_{-}crop(:, n));
53
            d_{-x}(n) = sum(BW_{-}crop(n, :));
54
       end
55
       imshow(BW)
56
    %
57
    %
       pause
58
       [bv(i) idv(i)] = min(venstre);
                                                    %Finner raden med minst bredde
59
       [bh(i) idh(i)] = min(hoyre);
                                                    %
       B1(i) = b0v*(bv(i)/bv(1));
60
61
       B2(i) = b0h*(bh(i)/bh(1));
       dxmax(i) = max(d_x);
62
       dymax(i) = max(d_-y);
63
       Dx(i) = dx0 * (dxmax(i)/dxmax(1));
                                                    %Finner diametere
64
65
       Dy(i) = dy0*(dymax(i)/dymax(1));
                                                    %
66 end
67
68 % Plotter
69 | figure(1)
70 plot (B1)
71 hold on
72 plot (B2)
73 hold off
74 figure (2)
75 plot (Dx, '---')
76 hold on
77 plot (Dy)
78 legend ('Dx', 'Dy')
```

VEDLEGG C1

Vedlegg C1

Dette vedlegget inneholder en sammenstilling av data fra valideringstestene, spesifikt strekktestene utført på plater med hull. Plott av kraft-forskyvning, B1, B2, Dx, Dy og T (T kun for test 1), inkludert prøvedata og -bilder, er presentert. Forskyvningen på alle plott og forskyvning ved brudd er den som ble beregnet fra Matlab, der ikke annet er bemerket.



(a) Test 1



(b) Test 2



(c) Test 3



(d) Test 4

Figur C1.1: Alle prøvestykkene etter endt test

Test 1



Gikk ikke til brudd.





Forskyvning ved brudd ble hentet fra de loggede forskyvningsdataene.

VEDLEGG C1







 $VEDLEGG\ C2$

Vedlegg C2

Dette vedlegget inneholder en sammenstilling av data fra valideringstestene, spesifikt testene utført i fallverket. Plott av kraft-nedbøyning, eller kraft-tid der nedbøyningsdataene viste seg å være avvikende (test 3-5), inkludert prøvedata og -bilder er presentert. Kraftnedbøyning fra test 3-5 er gjengitt helt til slutt i vedlegget.



Tykkelse	4,98 mm
Fallvekt	$5{,}045~\mathrm{kg}$
Fallhastighet	$4,4 \mathrm{m/s}$
Kinetisk energi	48,8 J
Maks. kraft	8076 N
Maks. nedbøyning	$11{,}7~\mathrm{mm}$

VEDLEGG C2





Data

Tykkelse 5,0)5 mm
Fallvekt 5,0)45 kg
Fallhastighet 6,2	$263 \mathrm{m/s}$
Kinetisk energi 98	,9 J
Maks. kraft 10	685 N
Maks. nedbøyning 16	$,0 \mathrm{mm}$





Tykkelse	5,04 mm
Fallvekt	$10,045 \ \rm kg$
Fallhastighet	4,4 m/s
Kinetisk energi	$97,2 { m J}$
Maks. kraft	$10632~\mathrm{N}$
Maks. nedbøyning	-

$V\!EDLEGG\ C2$





Data

Tykkelse	$5,\!14 \mathrm{~mm}$
Fallvekt	$10{,}045~\mathrm{kg}$
Fallhastighet	$6{,}263~\mathrm{m/s}$
Kinetisk energi	197 J
Maks. kraft	12210 N
Maks. nedbøyning	-





Tykkelse	5,02 mm
Fallvekt	$12{,}045~\mathrm{kg}$
Fallhastighet	$6{,}263~\mathrm{m/s}$
Kinetisk energi	236 J
Maks. kraft	$12344 { m N}$
Maks. nedbøyning	-

Kraft-nedbøyningsplott fra test 3, 4 og 5, med avvikende nedbøyning.



Figur C2.3: Test 5 $\,$

 $V\!EDLEGG\ D$

Vedlegg D

Dette vedlegget inneholder representative keyword-filer fra LS-DYNA for valideringstestene.

Keywords for plate med hull test 1

```
*KEYWORD
*TITLE
Plate med hull test 1
$
Ś
             INCLUSIONS
                                       Ś
$
*INCLUDE
geometri.k
Ś
Ś
             CONTROL OPTIONS
                                       $
Ś
*CONTROL_ENERGY
$# hgen rwen slnten rylen
2 2 1 1
   2
        2
            1
                  1
*CONTROL_TERMINATION
$# endtim endcyc dtmin endeng endmas
320.00000 0 0.000 0.000 0.000
                       0.000
*CONTROL_TIMESTEP
  0.000 0.900000 0 0.000 0.000
                            0 0
0
$# dt2msf dt2mslc imscl
 0.000 0
             0
$
Ś
             DATABASE OPTIONS
                                       Ś
Ś
*DATABASE_GLSTAT
$# dt binary
             lcur ioopt
2.000000 0
             0
                  1
*DATABASE_MATSUM
$# dt binary lcur ioopt
2.000000 0 0 1
*DATABASE_NODFOR
$# dt binary lcur ioopt
2.000000 0 0 1
                  1
*DATABASE_NODOUT
$# dt binary lcur
2.000000 0 0
                  ioopt dthf binhf
                  1
                       0.000
                             0
*DATABASE SECFORC
$# dt binary
             lcur
                  ioopt
      0
              0
  2.000
                   1
*DATABASE BINARY D3PLOT
                  npltc psetid
0 0
             beam
0
$# dt lcdt
10.000000
        0
$# ioopt
    0
```

VEDLEGG D

*DATABASE_EXTENT_BINARY 59,0,3,1,0,0 0,0,4,0,0,0 *DATABASE_CROSS_SECTION_SET_ID \$# csid title 1 nsid hsid dsid \$# bsid ssid tsid id itype 0 1 0 0 4 0 0 0 *DATABASE_NODAL_FORCE_GROUP \$# nsid cid 1 0 *DATABASE_HISTORY_NODE_SET idl id2 id3 id4 id5 id6 id7 \$# id8 3 0 0 0 0 0 0 0 \$ PARTS DEFINITIONS Ś Ś Ś *PART \$# title \$# pid secid mid eosid hgid grav adpopt tmid 1 1 0 0 2 0 0 0 \$ \$ SECTION DEFINITIONS Ś \$ *SECTION_SOLID \$# secid elform aet 1 -1 0 \$ Ś MATERIAL DEFINITIONS Ś \$ *MAT USER DEFINED MATERIAL MODELS \$ MID rho User mat # LMC # Hist var IBULK ΤG \$# mid ro mt lmc nhv iortho ibulk ig 1 1.430000 49 16 50 0 15 16 IVECT IEOS \$ IFAIL ITHERM IHYPER ivect ifail itherm ihyper ieos \$# 0 0 0 1 0 \$ E Poisson eps0 C sigma_T Cr N (lamda_L) alfa

VEDLEGG D

\$#	p1	p2	р3	p4	р5	рб	p7		
p8	0 0000	0 323000	0 001200	0 066000	45 500000	9 810000	693 10002	1 213000	
ŝ	beta	kappa	o.001200 sigma	ss H	43.300000	9.810000	K	G. I.213000	
\$#	p1	p2	p3	p4	5q	ба	7q	C	
p8	÷	L	Ť	L.	L	L	L		
1.	158000	0.000	31.900000	9.100000	0.000	0.000	1460.0000	586.00000	
\$									
\$\$\$\$ \$	\$\$\$\$\$\$\$\$	\$\$\$\$\$\$\$\$\$	\$\$\$\$\$\$\$\$\$ BOUNDA	S\$\$\$\$\$\$\$\$\$ ARY DEFINIT	\$\$\$\$\$\$\$\$\$ FIONS	\$\$\$\$\$\$\$\$\$\$	\$\$\$\$\$\$\$\$\$\$	\$\$\$ \$	
\$\$\$\$ \$	\$\$\$\$\$\$\$	\$\$\$\$\$\$\$\$\$	\$\$\$\$\$\$\$\$\$	\$\$\$\$\$\$\$\$\$	\$\$\$\$\$\$\$\$\$	\$\$\$\$\$\$\$\$\$	\$\$\$\$\$\$\$\$\$	\$\$\$	
*DEF	'INE CUR	VE TITLE							
Eksa	kt hast	ighet							
\$#	lcid	sidr	sfa	sfo	offa	offo	dattyp		
	1	0	1.000000	1.000000	0.000	0.000	0		
\$#		al		01					
		0.000		0.000					
	3	2.0000000		0.0088000					
	6	4.0000000		0.0146000					
	9	6.0000000		0.0193000					
	12	8.0000000		0.0230000					
	16	0.0000000		0.0255000					
	19	2.0000000		0.0270000					
	22	4.0000000		0.0273000					
	25	6.0000000		0.0266000					
	28	8.0000000		0.0248000					
	31	9.0000000		0.0220000					
*BOU	*BOUNDARY PRESCRIBED MOTION SET								
\$#	nsid	dof	vad	lcid	sf	vid	death	birth	
	1	2	0	1	1.000000	0	0.000	0.000	
*BOU	NDARY_S	PC_SET							
\$#	nsid	cid	dofx	dofy	dofz	dofrx	dofry	dofrz	
	2	0	0	1	0	1	1		
1									
*END)								

Keywords for fallverk test 1

```
*KEYWORD
*TITLE
Fallverk 1
$
Ś
             INCLUSIONS
                                      Ś
$
*INCLUDE
geometri.k
$
$
             CONTROL OPTIONS
                                      $
$
*CONTROL_TERMINATION
$# endtim endcyc dtmin endeng endmas
0.010000 0 0.100000
                 0.000
                       0.000
*CONTROL_TIMESTEP
                 tslimt dt2ms
0.000 0.000
$# dtinit tssfac
             isdo tslimt
                             lctm
                                  erode
                                        ms1st
  0.000 0.900000
             0
                              0
                                     0
0
*CONTROL_SHELL
             0 0 0
0.000000
                           0
                                     0
          0
*CONTROL DAMPING
    0 0.000000 0.000000 0.000000 0.000000
                           0 0.000000
0
*CONTROL CONTACT
0.000000 0.000000
              0
                    0
                         0
                               0
                                     0
                    0 0.0000000
      0
               0
                               0
                                     0
    0
0
*CONTROL_OUTPUT
              0
    0
          0
                    0 0.000000
                               0
                                     0
              0 1000
    0
          0
*CONTROL_ENERGY
          2
           2 1
    2
*CONTROL_CPU
0.0000000
$
$
             DATABASE OPTIONS
                                       Ś
$
*DATABASE_BINARY_D3PLOT
2.0000E-5
      0
               0
                    0
                          0
    0
*DATABASE EXTENT BINARY
    59
        0
               3
                    1
                          0
                               0
                                     0
0
         0
                         0
    0
               4
                     0
                               0
                                     0
0
```

VEDLEGG D

	0		0	1.000000	0	0	0.5	STRESS S	TRESS
*DAT	ABASE (GLSTAT							
2.0	0000-5								
*DAT	ABASE N	MATSUM							
2 0	0000-5								
	ABAGE (SECEORC							
*DAI	ADAGE_	JECFORC							
2.0	0000-5								
P CCCC	* * * * * * *	*****	~ ~ ~	*****	~ ~ ~ ~ ~ ~ ~ ~ ~ ~ ~ ~		*****	****	<u> </u>
\$ \$ \$ \$ 5	\$ \$ \$ \$ \$ \$;	> > > > > > > > > > > > > > > > > > >	\$ \$ \$	>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>	>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>	>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>>	\$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$	> > > > > > > > > > > > > > > > > > > >	\$ \$
Ş 				PARTS	DEFINITIO	DNS			Ş
\$\$\$\$	\$\$\$\$\$\$	\$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$	\$\$\$	55555555555	\$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$	555555555555	\$\$\$\$\$\$\$\$\$	\$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$	\$\$
Ş	_								
*PAR'	Γ								
	0		-	0	0	0	0	0	
	2		T	2	0	0	0	0	
0									
*PAR'	Γ								
				0					
	3		T	2	0	0	0	0	
0									
*PAR'	Γ								
			-	1	0	0	0	0	
0	4		T	1	0	0	0	0	
0									
Ş									
\$\$\$\$ *	ទុទទទទទ	\$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$	ŞŞŞŞ	\$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$	\$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$; ; ; ; ; ; ; ; ; ; ; ; ; ; ; ; ; ; ;	\$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$	\$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$	ŞŞ
Ş				SECTIO	N DEFINITI	LONS			Ş
\$\$\$\$	នុនននននន	\$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$	ŞŞŞ	\$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$	\$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$	\$\$\$\$\$\$\$\$\$\$	៹៹៹៹៹៹៹៹៹៹៹	\$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$	ŞŞ
Ş									
*SEC	TION_SH	HELL						0	
	1	1	5 (.0000000	4.0000000	0.0000000	0.0000000	0	
0.0	000000	0.000000	0 (0.0000000	0.0000000	0.0000000			
*SEC	TION_SH	HELL							
	2	1	5 (.0000000	4.0000000	0.0000000	0.0000000	0	
0.0	000000	0.000000	0 (0.0000000	0.0000000	0.0000000			
Ş			~ ~ ~		~ ~ ~ ~ ~ ~ ~ ~ ~ ~ ~ ~ ~ ~ ~ ~				~ ~
\$\$\$\$ \$	ទទទទទទ	\$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$	ŞŞŞŞ	\$\$\$\$\$\$\$\$\$\$\$	\$\$\$\$\$\$\$\$\$	555555555555555555555555555555555555555	\$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$	5	ŞŞ
Ş 				MATERI	AL DEFINI	LIONS			Ş
\$\$\$\$ *	ទុននុននុន	\$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$	ŞŞŞŞ	\$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$	\$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$	5	\$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$	\$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$ \$	ŞŞ
ş									
*MAT	_USER_I	JEFINED_M.	A.I.F	SRIAL_MODE	LS				
Ş	MID	rho		User mat	# LMC	# Hist	var	IBULK	-
IG									
Ş#	mid	r	0	mt	lmc	nhv	iortho	ibulk	
ig									
	1	1.4300E-	9	49	16	50	0	15	
16									
\$#	ivect	ifai	1	itherm	ihyper	ieos			
	0		0	0	1	0			
\$#	p1	p	2	р3	p4	p5	рб	p7	
p8									
155	0.0000	0.32300	0	0.001200	0.066000	45.500000	9.810000	693.40002	1.213000
Ş#	p1	p	2	р3	p4	р5	рб	р7	
p8 1.158000 0.000 31.900000 9.100000 0.000 0.000 1460.0000 586.00000 *MAT_ELASTIC LASTICmidroeprdadbnotused21.3765E-62.0700E+50.3000000.0000.0000 \$# mid \$ CONTACT/BOUNDARY DEFINITIONS \$ Ś Ś *CONTACT_2D_AUTOMATIC_SINGLE_SURFACE 0 0 1.0000000 1 0.3000000 0.0000000 0 0.0000000 1.0000020 1.0000000 1.0000000 0 0 0 0 *BOUNDARY_SPC_SET_ID heading \$# id 0Fastholdt innspenning nsid cid dofx dofy dofz dofrx dofry dofrz 8 0 1 0 0 0 0 \$# 0 *BOUNDARY_SPC_SET_ID heading \$# id 00pplagerplater nsid cid dofx dofy dofz dofrx dofry dofrz 4 0 1 1 1 1 1 \$# 1 *END

Referanser

- [1] Hovden MT: Tests and numerical simulations of polymer components. Masteroppgave, NTNU, 2010.
- [2] American Chemistry Council: ACC Resin Statistics Summary 2010 vs. 2009, 2010.
- [3] Du-Bois PA, Kolling S, Koesters M og Frank T: Material behavior of polymers under impact loading. International Journal of Impact Engineering, 32:725–740, 2006.
- [4] Clausen AH: Veiledninger, 2012.
- [5] Haward RN og Thackray G: The use of a mathematical model to describe isoterm stress-strain curves in glassy thermoplastics. Proceedings of the Royal Society of London, Series A, 302, 1968.
- [6] Ram A: Fundamentals of Polymer Engineering. Plenum Press, 1997.
- [7] Rösler J, Harders H og Bäker M: Mechanical Behaviour of Engineering Materials. Springer, 2006.
- [8] Richeton J, Ahzi S, Vecchio KS, Jiang FC og Adharapurapu RR: Influence of temperature and strain rate on the mechanical behavior of three amorphous polymers: Characterization and modelling of the compressive yield stress. International Journal of Solids and Structures, 43:2318–2335, 2006.
- [9] Polanco-Loria M, Clausen AH, Berstad T og Hopperstad OS: Constitutive model for thermoplastics with structural applications. International Journal of Impact Engineering, 37:1207–1219, 2010.
- [10] Clausen AH, Polanco-Loria M, Hovden MT, Haugen M og Hopperstad OS: Experimental and numerical study of HDPE and PVC at different loading conditions. Under utarbeidelse for mulig publisering i tidsskrift, 2012.
- [11] Raghava R, Caddell RM og Yeh GSY: The macroscopic yield behaviour of polymers. Journal of Materials Science, 8(2):225–232, 1973.
- [12] Lubliner J: *Plasticity Theory*. Dover Publications Inc., 2008.
- [13] Arruda EM og Boyce MC: A three-dimensional constitutive model for the large stretch behavior of rubber elastic materials. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 41(2):389–412, 1993.
- [14] Profine Kömmerling Kunststoffe: Datablad for KömaDur PVC-materiale, 2010.
- [15] Moura RT, Clausen AH, Fagerholt E, Alves M og Langseth M: Impact on HDPE and PVC plates - Experimental tests and numerical simulations. International Journal of Impact Engineering, 37:580–598, 2010.
- [16] Fu SY, Feng XQ, Lauke B og Mai YW: Effects of particle size, particle/matrix interface adhesion and particle loading on mechanical properties of particulate-polymer composites. Composites Part B: Engineering, 39(6):933–961, September 2008.