

Eksperimentelt og numerisk studium av glassfiberarmert polyamid (PA)

Ole Sverre Fjermedal

Produktutvikling og produksjon
Innlevert: juni 2015
Hovedveileder: Arild Holm Clausen, KT

Norges teknisk-naturvitenskapelige universitet
Institutt for konstruksjonsteknikk



MASTEROPPGAVE 2015

FAGOMRÅDE: Polymer engineering	DATO: 17.06.2015	ANTALL SIDER: 12 + 84 + 10
--------------------------------	------------------	-------------------------------

TITTEL:

Eksperimentelt og numerisk studium av glassfiberarmert polyamid (PA)

An experimental and numerical study of glassfiber-reinforced polyamide

UTFØRT AV:

Ole Sverre Fjermedal



SAMMENDRAG:

Polyamid (PA) og glassfiberarmert polyamid med fiberandel på 15 vekt% (PA15) og 30 vekt% (PA30) produsert ved sprøytestøping har blitt studert. Det ble utført én-akset strekktester av materialene på prøvestykker med forskjellig orientering med hensyn til støperetning til platene: 0°, 45° og 90°, med tre repetisjoner. Resultatene fra materialtestene ble analysert ved bruk av Digital Image Correlation (DIC), og den mekaniske oppførselen til materialene ble evaluert. Resultatene viste en duktil oppførsel for PA og en mer stiv og sprø oppførsel for fiberarmert PA.

SIMLab sin materialmodellen for sprø materialer ble brukt til å predikere den mekaniske oppførselen til PA15 og PA30. Skadeparameterene til materialmodellen ble kalibrert gjennom numeriske simuleringer av materialtester for orientering på 0°. Responen fra den numeriske modellen stemte godt overens med materialtestene for 0° og 90° orientering, men ga en for stiv og sprø oppførsel for orientering på 45°.

Den kalibrerte materialmodellen ble validert gjennom strekktester av plater med hull for PA15 og PA30. Komponenttestene ble utført i tre forskjellige orienteringer i forhold til støperetning: 0°, 45° og 90°, med tre repetisjoner. Resultatene som ble presentert viste en høyere maksimal kraft og stivhet for den numeriske modellen enn komponenttestene for alle orienteringene. Forskyvningen ved brudd stemte godt for PA30, men materialmodellen til PA15 ga en større forskyvning ved brudd enn forsøkene.

FAGLÆRER: Professor Arild Holm Clausen

VEILEDER(E): Arild Holm Clausen og Petter Henrik Holmstrøm

UTFØRT VED: SIMLab, Institutt for konstruksjonsteknikk, NTNU

ABSTRACT:

Polyamide (PA) and glassfibre-reinforced polyamid with a fibre content of 15% (PA15) and 30% (PA30) by weight produced by injection moulding have been studied. It was performed uniaxial tensile tests of materials in specimens of different orientation with respect to the mould direction to the plates: 0°, 45° and 90°, with three repetitions. The results of the material tests were analyzed using Digital Image Correlation (DIC), and the mechanical behaviour of the materials were evaluated. The results showed a ductile behaviour for PA and a more stiff and brittle behaviour of the fibre-reinforced PA.

SIMLab brittle material model were used to predict the mechanical behaviour of PA15 and PA30. Damage parameters of the material model was calibrated through numerical simulations of material tests for orientation at 0°. The response from the numerical model gave a good fit with material tests for 0° and 90° orientation, but gave too stiff and brittle behaviour for orientation at 45°.

The calibrated material model was validated through tensile tests on plates with hole for PA15 and PA30. Component tests were performed in three different orientations relative to the mould direction: 0°, 45° and 90°, with three repetitions. The results presented showed a higher maximum force and stiffness for the numerical model than component tests for all orientations. The displacement at fracture agreed well for PA30, but the material model for PA15 gave a larger displacement at fracture than the tests.

MASTEROPPGAVE 2015

Ole Sverre Fjermedal

Eksperimentelt og numerisk studium av glassfiberarmert polyamid (PA)

(An experimental and numerical study of glassfibre-reinforced polyamide)

Plastmaterialer er attraktive i mange anvendelser pga. lav vekt og god formbarhet. På den annen side har slike materialer komparativt lav stivhet og styrke. Disse egenskapene kan forbedres ved å fiberarmere materialene. I dagens designpraksis, bl.a. i bil- og offshore-industrien, blir de aller fleste komponentene i en konstruksjon, inklusive de som er laget av plast, modellert og analysert med elementmetoden. Man er avhengig av gode materialmodeller for å beregne responsen med ønsket nøyaktighet. Det er imidlertid stadig behov for å forbedre modellene for fiberarmerte plastmaterialer.

Målet med denne oppgaven er å studere glassfiberarmert polyamid (PA) med fiberinnhold på 0%, 15% og 30%. Den mekaniske oppførselen til materialene skal undersøkes med strekkprøver og eventuelt også trykkprøver. Oppførselen simuleres med en eller flere eksisterende materialmodeller. Separate valideringstester kan også utføres. Det er av interesse å studere i hvilken grad materialmodellene er i stand til å fange opp den observerte responsen i de eksperimentelle testene.

Relevante stikkord for denne masteroppgaven er bl.a.:

- Litteraturstudium: Egenskaper til fiberarmerte plastmaterialer. Numeriske aspekter
- Eksperimentelt: Materialforsøk, valideringsforsøk, digital image correlation (DIC)
- Materialmodellering: Relevant(e) materialmodell(er), kalibrering av parametere
- Numerisk modellering: Simulering av forsøk, evaluering av materialmodell(er)

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: Petter Holmstrøm og Arild Holm Clausen

Besvarelsen skal leveres til Institutt for konstruksjonsteknikk innen 10. juni 2015.

NTNU, 14. januar 2015.

Arild Holm Clausen
Hovedveileder

Forord

Denne oppgaven er skrevet som masteroppgave for faget TKT4915 - Beregningsmekanikk. Arbeidet og laboratorieforskene som ligger til grunn for oppgaven, har foregått på instituttet for konstruksjonsteknikk ved NTNU våren 2015. Masteroppgaven er gjennomført i samarbeid med Structural Impact Laboratory (SIMLab) hos Norges teknisk-naturvitenskapelige universitet (NTNU).

Rapporten er skrevet av Ole Sverre Fjermedal.

Jeg vil rette en takk til hovedveileder professor Arild Holm Clausen for utmerket veiledning og konstruktive tilbakemeldinger. En spesiell takk går også til PhD-stipendiat Petter Henrik Holmstrøm for den gode støtten, hjelpen til å løse problemer, gjennomlesing av deler av oppgaven og god oppfølging gjennom hele semesteret. Ellers vil jeg gi en takk til overingeniør Trond Auestad for arbeidet med å gjennomføre laboratorieforskene på en god måte og forsker David Morin for hjelp med materialmodellen som ble brukt.

Trondheim, 17.06.2015

Ole Sverre Fjermedal

Innholdsfortegnelse

Forord	i
Forkortelser	vii
1 Introduksjon	1
2 Teori	3
2.1 Materialer	3
2.1.1 Matriks	3
2.1.2 Fiber	4
2.1.3 Sprøytestøping	5
2.1.4 Fiberarmerte polymerer	6
2.1.5 Brudd i fiberarmerte polymerer	6
2.2 Mekanisk oppførsel	7
2.2.1 Ingeniørspenning-tøyning	7
2.2.2 Sann spenning-tøyning	8
2.2.3 Green-tøyning	9
2.2.4 Elastisk oppførsel	9
2.2.5 Bøyespennning	9
2.2.6 Anisotropisk materiale	11
2.2.7 Ortotropisk elastisitet	11
2.3 SIMLab Brittle Materials Model (SBMM)	12
2.3.1 Sprø skade og brudd	13
2.3.2 Normalfordeling	15
3 Materialforsøk	17
3.1 Introduksjon	17
3.2 Testoppsett til materialtest	17
3.3 Databehandling	18
3.3.1 Digital Image Correlation	19
3.3.2 Databehandling av fiberarmert PA	19
3.3.3 Databehandling av PA	21
3.3.4 Korreksjon av spenning for PA15 og PA30	22
3.3.5 Korreksjon av spenning for PA	27
3.4 Resultater	28
3.4.1 PA	28
3.4.2 PA15	31
3.4.3 PA30	33
3.4.4 Sammenligning og diskusjon	36
4 Numerisk materialmodell	41
4.1 Introduksjon	41
4.2 Numerisk modell av materialtest	41
4.2.1 Modellering	41
4.2.2 Material	42
4.2.3 Materialorientering	43

4.2.4	Elementnett	43
4.2.5	Steg	44
4.2.6	Grense- og lastbetingelser	45
4.2.7	Valg av data	45
4.3	Kalibrering av skjærmodul	46
4.4	Direkte kalibrert materialmodell	47
4.4.1	Direkte kalibrering av skadeparametere	47
4.4.2	Materialdata	49
4.4.3	Resultat	49
4.5	Parameterstudie av skadeparametere	52
4.5.1	Bruddenergi G_f	52
4.5.2	Skadeparameter κ_{0mean}	52
4.5.3	Skadeparameterene κ_{0min} og κ_{0max}	53
4.5.4	Skadeparameter κ_{0std}	54
4.6	Numerisk kalibrering av skadeparametere	55
4.6.1	Start av skadeområdet	55
4.6.2	Slutt av skadeområdet	56
4.7	Optimalisert kalibrering av materialmodell	56
4.7.1	Resultater PA30	58
4.7.2	Resultater PA15	59
4.7.3	Tøyningsfelt	61
4.7.4	Brudd for numerisk modell	62
4.8	Elementnettsensitivitet	62
4.9	Diskusjon	64
5	Validering	67
5.1	Testoppsett til komponenttest	67
5.2	Databehandling av komponenttest	68
5.3	Numerisk modell av komponenttest	69
5.3.1	Modellering	70
5.3.2	Partisjonering og elementnett	70
5.3.3	Valg av data	71
5.4	Resultater og diskusjon	71
5.4.1	Valg av forskyvningsmål	71
5.4.2	Resultater fra komponenttest for PA15	72
5.4.3	Resultater fra komponenttest for PA30	73
5.4.4	Tøyningsfelt fra komponenttest	75
5.4.5	Sammenligning av brudd	75
5.4.6	Diskusjon	76
6	Konklusjon	79
6.1	Videre arbeid	81
	Bibliografi	83
	Vedlegg	85
A	Materialtest	87

A.1	Dimensjoner	87
A.2	Resultater	89
B	Komponenttest	92
B.1	Dimensjoner	92

Forkortelser

DIC	Digital image correlation
FE-mesh	Elementnett til numerisk modell
ME-mesh	Elementnett til materialstruktur
MFD	Smeltestrømretning (Mould flow direction)
PA	Polyamid
PA15	Polyamid med fiberandel på 15 vekt%
PA30	Polyamid med fiberandel på 30 vekt%
T-test	Strekktest av prøvestykkene fra materialtest
PH-test	Strekktest av plate med hull
SBMM	SIMLab Brittle Materials Model
SIMLab	Structural Impact Laboratory

1 Introduksjon

I de siste årene har bruken av fiberarmerte polymerer vokst kraftig. Ved å kombinere fiber og polymerer, er antallet materialkombinasjoner som er mulig å produsere mange, som gir et stort utvalg av skreddersydde materialer. Fiberarmerte polymerer består av fiber med høy styrke og stivhet, bundet til polymermatriks. Dette gjør at både fiber og matriks beholder sin fysiske og kjemiske identitet, og i tillegg danner en kombinasjon av egenskaper som ikke kan oppnås av bestanddelene alene. Generelt er det fibre som hovedsaklig bærer lasten, mens matriksen rundt fibre holder fibre i posisjon, virker som en lastovergangmedium og beskytter fibre fra miljøskader [1].

På grunn av lav massetetthet, høy styrke, høy stivhet-til-vekt-forhold, utmerket holdbarhet og høy formfleksibilitet er fiberarmerte polymerer mye benyttet i fly-, bil- og marinindustrien, samt flere industrier [1] [2].

Fiberarmerte polymerer er brukt til ulike lastscenarier, som gjør at elementmetodeprogram brukes ved design. For å predikere materialoppførselen til fiberarmerte materialer, må det en god materialmodell til. I denne oppgaven vil oppførselen til polyamid og fiberarmert polyamid studeres eksperimentelt og numerisk. Fra materialoppførselen, skal SIMLab sin materialmodell for sprø materialer kalibreres for fiberarmert polyamid. Det har tidligere blitt skrevet en tilsvarende oppgave om fiberarmert polypropylen av Anne Helland Amundsen. Denne oppgaven tar for seg mange av de samme momentene, men med forskjellige aspekt og med et annet materiale.

2 Teori

I dette kapitlet vil teorien som er relevant til denne oppgaven bli gjennomgått. Først vil det være en teoridel om materialet som brukes, så den mekaniske oppførselen til materialet. Til slutt vil det være et kapittel om SIMLab sin materialmodell for sprø materialer, som skal brukes til å predikere responsen til materialet.

2.1 Materialer

Fiberarmerte materialer består av to komponenter, nemlig matriks og fiber. I dette delkapitlet vil en generell teori for matriks og fibermaterialer bli gjennomgått, samt produksjonsmetoden sprøytstøping som brukes til å produsere prøvestykkene som er testet i denne oppgaven. Det vil også være et avsnitt om brudd i fiberarmerte polymerer.

2.1.1 Matriks

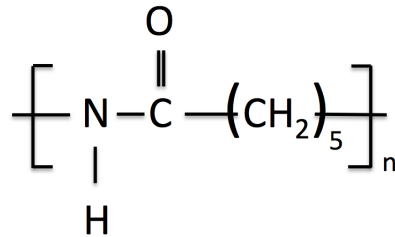
En polymer består av en eller flere repeterende strukturelle enheter, monomerer, som er bundet sammen av kovalente bindinger, og danner en lang molekylkjede. Et polymerisk materiale består av mange polymermolekyler med samme kjemiske struktur. Krystalliniteten til polymeren, sier noe om den systematiske ordningen molekylkjedene ligger i. Ingen polymerer er 100% krystallinske. Hvis det er ingen systematisk ordning, er polymeren amorf, men hvis det er krystallinske regioner flettet inn i amorfe områder, er polymeren semi-krystallinsk. Ved å øke krystalliniteten til polymerer, øker vanligvis styrken og polymeren blir mer sprø. Det finnes flere metoder å danne en polymer på, og de to vanligste måtene er gjennom kondensasjon eller addisjon [1] [3] [4].

Polymerer kan deles inn i to hovedkategorier. Den ene er termoplast, som består av lange kjeder som bindes sammen av svake bindinger, som van der Waals bindinger og hydrogenbinding. Ved oppvarming av termoplast, blir de svake bindingene brutt, og molekylene kan flytte seg relativt til hverandre i nye posisjoner. Ved nedkjøling vil de svake bindingene bli gjennomopprettet. Dermed kan termoplast reproduseres til nye former. Den andre polymerkategorien er herdeplast, som har kjemiske kryssbindinger og danner en fast, tre-dimensjonell nettverkstruktur. Herdeplast kan ikke reproduseres [1].

Tradisjonelt sett blir herdeplast brukt som matriks for fiberarmerte kompositter, men i dette arbeidet vil polyamid 6 (PA 6), som er termoplast, bli brukt. Hovedfordelene med termoplast som matriks, i forhold til herdeplast, er høy støtstyrke og bruddmotstand. Dette gir en god skadetoleranse. I tillegg har termoplast generelt høyere bruddtøyning, som gir en bedre motstand mot mikrosprekker i komposittmaterialet [1].

PA 6 består av monomerer med seks karbonatom, og en amid-gruppe. Molekylstrukturen til PA 6 vises i figur 2.1. PA 6 blir dannet ved kondensasjon og er en semi-krystallinsk polymer [4]. Polyamid har mange bruksområder, fra bilindustrien til musikkinstrumenter. Typiske

egenskaper PA 6 er kjent for er en balanse mellom styrke, stivhet og kjemisk motstand. [5] Videre i oppgaven vil polyamid 6 bli nevnt som ren polyamid eller PA.



Figur 2.1: Molekylstrukturen til polyamid 6

Polymeren, eller matriksmaterialet, sin rolle i en fiberarmert polymer er å overføre spenninger mellom fiberene, beskytte mot ugunstige omgivelser og beskytte overflaten til fiberene fra mekanisk slitasje. Når det gjelder strekklastkapasiteten, så spiller matriksen en mindre rolle. Polymerer er både temperaturavhengig og avhengig av lasthastigheten. Ved en økning av temperaturen, så reduseres E-modulen og materialet blir mer duktilt. Ved å øke hastigheten på lasten, får polymeren er mer sprø oppførsel [1].

2.1.2 Fiber

Det finnes flere typer fiber, som for eksempel glassfiber, karbonfiber og aramidfiber. I en strekktest av disse fiberene, vil spenning-tøyningskurven være lineær fram til brudd. Bruddtøyningen vil være veldig lav og det vil være et sprøtt brudd. Materialet som skal testes i denne oppgaven er PA som er fiberarmert med glassfiber [1] [2].

Glassfiber er det mest brukte fiberen til å forsterke polymerer. Fordelene med glassfiber er lav pris, høy strekkfasthet, høy kjemisk motstand og fungerer godt som elektrisk isolater. Noen ulemper er lav E-modul, lav motstand mot utmatting og høy hardhet. Det finnes mange ulike kjemiske komposisjoner av glassfiber. Glassfiber deles vanligvis inn i tre typer, E-glass, S-glass og C-glass. E-glass fungerer godt som en elektrisk isolater, dermed bokstaven E, og har i tillegg god styrke og E-modul. C-glass har høy motstand mot kjemisk korrosjon, og C-glass kan motstå høyere temperaturen den andre typer glassfiber. Glassfiber er mye brukt i flere industrier, blant annet i bil- og båtindustrien [1] [2].

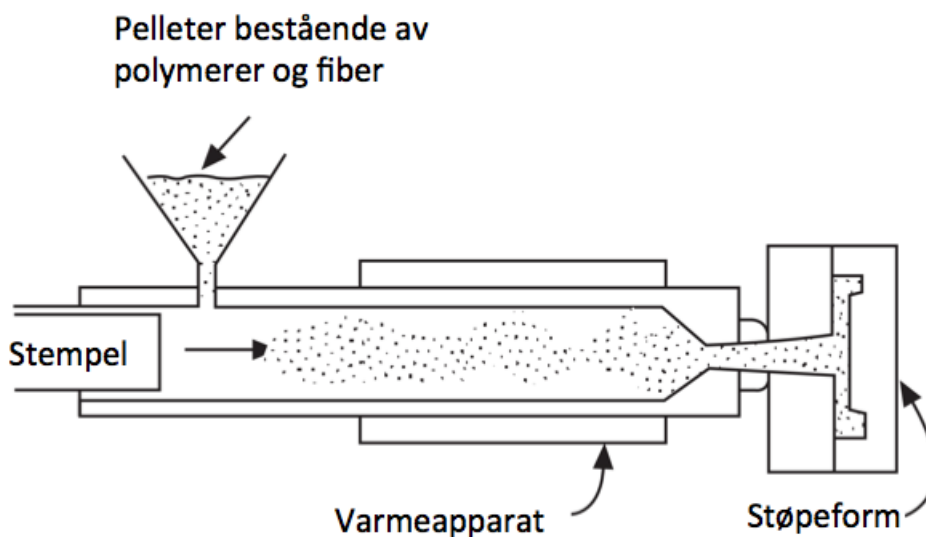
I denne oppgaven er PA fiberarmert med E-glass, som er den billigste glassfiberen. Typiske materialdata til E-glass er vist i tabell 2.1. Etttersom massetettheten er ganske lav og strekkfastheten høy, er styrke-til-vekt-forholdet relativt sett høyt. Modulus-til-vekt-forholdet er derimot ikke spesielt høyt [1] [2].

E-glass			
Massetetthet	E-modul	Strekfasthet	Bruddtøyning
2550 kg/m^3	70 000 MPa	1 750 MPa	4.8 %

Tabell 2.1: Typiske egenskaper til E-glass

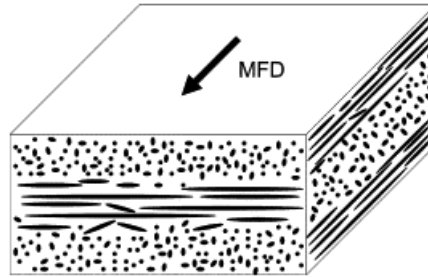
2.1.3 Sprøytstøping

Sprøytstøping er den mest brukte teknikken til å fabrikere termoplast-materialer. I figur 2.2 er det vist et oppsett av metoden. Pelletter av termoplasten og fiber legges i en matetrakt, som sender pelletene inn i en sylinder. Pelletene, som består av både polymer og fiber, blir dannet ved å mikse dem i en ekstruder, og pelletiserer. Etter at pelletene har blitt sendt inn i sylindren, blir de presset fram av et stempel eller en presse. Ved hjelp av friksjon, trykkøkning og eksterne varmeapparat, smeltes pelletene. Smelten blir så trykket gjennom en dyse og inn i en form, med ønsket geometri. Her kjøles materialet ned til det blir til fast form, mens trykket holdes oppe. Til slutt blir støpeformen åpnet, delen tas ut og syklusen starter på nytt. Ved bruk av sprøytstøping kan man lage komplekse former i forskjellige størrelser og med små detaljer, der resultatene har tilnærmet nøyaktige dimensjoner. Denne metoden har en relativ høy hastighet på å produsere deler, og har en syklustid på mellom 10 og 30 sekund [3] [6] [7].



Figur 2.2: Prosessen bak sprøytstøping [8].

For en enkel støpeformgeometri, som en tynn plate, vil støpeformveggene påvirke fiberorienteringen. Det er observert at fiberorienteringsfordelingen har en tre-lags laminatstruktur som vist i figur 2.3. Nærme veggene til støpeformen, blir polymersmelten påført skjærspenninger som orienterer fibre parallelt med smeltestrømretningen (mould flow direction, MFD). Området i midten av platen, vil skjærspenningene være borte og extensional flow påvirker fiberorienteringen. Her har fibre en tendens til å legge seg perpendikulært med MFD. Det finnes også et tynt lag på overflaten, der fibre er tilfeldig orientert. Dette kommer av at polymersmelten treffer den kalde veggen til støpeformen, og blir til fast form uten å orientere fibre [9].



Figur 2.3: Ulike fiberorienteringer i skin, skall og hovedsjiktet for en sprøytestøpt plate [9].

2.1.4 Fiberarmerte polymerer

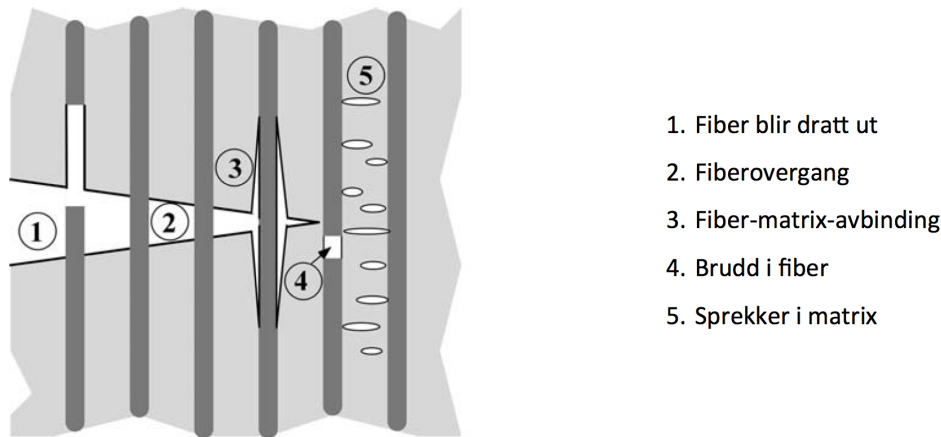
Avhengig av materialer, fiberorientering og produksjonsprosess kan man lage produkter av fiberarmerte polymerer med ønskelige egenskaper og form. Fibrene kan være korte, lange, kontinuerlige eller diskontinuerlige, og de kan være i en eller flere retninger [3] [10].

I denne oppgaven er PA 6 fiberarmert med glassfiber og produsert ved sprøytestøping. Glassfiberarmert PA blir brukt til mange applikasjoner, blant annet bilindustrien og sikkerhetsdeler innen sport og fritid. Materialet er kjent for sin stivhet, hardhet og motstand til dynamisk utmatting [11]. Glassfiberarmert PA er tøyningshastighets- og temperaturavhengig. Både E-modulen og strekkfastheten øker ved en økning i tøyningshastigheten, og minker ved en økning i temperatur [5].

2.1.5 Brudd i fiberarmerte polymerer

Mange har prøvd å bruke bruddmekanikk på fiberarmerte polymerer, men suksessen har vært varierende. I stedet for en eneste makroskopisk sprekk, er bruddet i fiberarmerte polymerer kontrollert av mange mikrosprekker som er fordelt over materialet. Ved strekklast finnes det flere alternativer til hvordan et brudd i fiberarmerte polymerer kan oppstå. Det kan oppstå sprekker i matrixen, fiber-matrix-avbinding, brudd i fibrene, fiberovergang, eller at fibrene blir dratt ut av matrixen. Figur 2.4 viser en oversikt over de ulike skade og bruddmekanismene som kan oppstå i fiberarmerte polymerer [12].

Avhengig av fiberorienteringen til materialet, vil bruddmekanismen endre seg. Endres fiberorienteringen fra 0° i forhold til lastretningen i en strekktest til 90° , går bruddmekanismen fra at fibrene blir dratt ut av matrixen til fiber-matrix-avbinding. I stedet for at fibrene blir dratt ut, er det også mulig at det oppstår brudd i fibrene. Dette avhenger av den kritiske fiberlengden, l_C . Ved en fiberlengde mindre enn kritisk fiberlengde, vil fibrene bli dratt ut. Er fiberlengden større, vil det bli brudd i fibrene. Den kritiske fiberlengden, l_C , kan estimeres fra strekkfastheten til fibrene, σ_f^* , skjærfastheten til fiber-matrix-bindingen, τ_i^* , og fiberdiameteren, d [13]:



Figur 2.4: Ulike bruddmekanismer som kan oppstå ved strekklast [12].

$$l_C = \frac{\sigma_f^*}{2\tau_i^*} d \quad (2.1)$$

For mange glassfiberarmerte materialer, ligger den kritiske fiberlengden rundt 1 mm. Kontinuerlige fiber er fiber der $l \gg l_C$. Ved kortere fiberlengden blir fibre kalt diskontinuerlig eller korte fiber. For at fibre skal gi en signifikant forbedring i styrken til materialet, må fibre være kontinuerlige [3].

2.2 Mekanisk oppførsel

I dette delkapittelet vil teorien som blir brukt for beskrive den mekaniske oppførselen til PA og fiberarmert PA bli gjennomgått .

2.2.1 Ingeniørspenning-tøyning

For sprø materialer vil deformasjonene være små og tverrsnittsarealet vil ikke endre seg mye i løpet kraftforløpet. For én-akset deformasjon kan man regne ut ingeniørspenning, σ_e , fra kraften til materialet, F , og tverrsnittsarealet, A_0 , som er lik referansearealet [14].

$$\sigma_e = \frac{F}{A_0} \quad (2.2)$$

Ingeniørtøyning, som er arbeidskonjugat med ingeniørspenning, er den relative forlengelsen av prøvestykket, og kan finnes i forskjellige retninger av prøvestykket [14]. For én-akset deformasjon er ingeniørtøyningen, ε_e , i lastretning gitt fra den løpende lengden, L , og den initielle lengden, L_0 , fra forholdet:

$$\varepsilon_e = \frac{L - L_0}{L_0} \quad (2.3)$$

For å finne ingeniørtøyningen i tverrgående retninger i forhold til lastretning, endrer man løpende lengde og initiell lengde med lengdemål for den retningen ingeniørtøyningen skal finnes.

2.2.2 Sann spenning-tøyning

For mer duktile materialer, som ren polyamid, vil tverrsnittsarealet endre seg betraktelig under én-akset strekkprøve. Dermed vil ingeniørspenning-tøyning gi et galt resultat, og man må ta utgangspunkt i den deformerte konfigurasjonen i stedet for referansekonfigurasjonen. Dette gjør at spenningen, som er avhengig av tverrsnittsarealet, må beregnes fra et løpende tverrsnittsareal og tøyningen må beregnes fra den løpende lengden. Sann tøyning, ε_t , i lengderetning er da gitt ved [14]:

$$\varepsilon_t = \ln\left(\frac{L}{L_0}\right) = \ln(1 + \varepsilon_e) \quad (2.4)$$

Sann spenning, σ_t , er lik forholdet mellom kraften og det løpende arealet, A [14]:

$$\sigma_t = \frac{F}{A} \quad (2.5)$$

Det løpende tverrsnittsarealet for et rektangulært tverrsnitt, er gitt av formel:

$$A = B \cdot T \quad (2.6)$$

der B er den løpende bredden og T er den løpende tykkelsen. På samme måte som for sann tøyning i langsgående retning, har man uttrykk for sann tøyning over bredden, $\varepsilon_{t,b}$, og tykkelsen, $\varepsilon_{t,t}$. Dermed kan man beregne den løpende bredden og tykkelsen fra sann tøyning:

$$B = B_0 \cdot \exp(\varepsilon_{t,b}) \quad (2.7)$$

$$T = T_0 \cdot \exp(\varepsilon_{t,t}) \quad (2.8)$$

Her er B_0 den initielle bredden, og T_0 den initielle tykkelsen. Ved å sette inn for bredden og tykkelsen i formelen for arealet, formel 2.6, og sette inn for arealet i formelen for sann spenning, formel 2.5, får man en mer generell formel for sann spenning:

$$\sigma_t = \sigma_e \cdot \exp(-\varepsilon_{t,b}) \cdot \exp(-\varepsilon_{t,t}) \quad (2.9)$$

2.2.3 Green-tøyning

Ved store deformasjoner, er Green-tøyning mye brukt som tøyningsmål. Forskyvningene hentes fra referansekonfigurasjonen, det originale koordinatsystemet, og tøyningene er dermed uavhengig av rotasjon. Green-tøyning, ε_G , for et linje-segment, som beveger seg fra posisjon AB til A'B' på grunn av deformasjon, er gitt ved [15]:

$$\varepsilon_G = \frac{1}{2} \cdot (\lambda^2 - 1) \rightarrow \lambda = \sqrt{2 \cdot \varepsilon_G + 1} \quad (2.10)$$

Der λ er strekk, og er definert som:

$$\lambda = \frac{L}{L_0} \quad (2.11)$$

Ved bruk av formelen for ingeniørtøyning, formel 2.3, kan man finne sammenhengen mellom strekk og ingeniørtøyning. Dermed kan man finne ingeniørtøyning fra Green-tøyning, og sammenhengen er gitt ved:

$$\varepsilon_{eng} = \sqrt{2 \cdot \varepsilon_G + 1} - 1 \quad (2.12)$$

2.2.4 Elastisk oppførsel

Ved å introdusere elastisitetsmodulen (E-modulen), E , i et materiale, kan forholdet mellom spenning og tøyning i det elastiske området uttrykkes ved Hookes lov, formel 2.13. I det elastiske området av en spenning-tøyningsskurve, vil E-modulen være stigningstallet til kurven [16].

$$\sigma = E \cdot \varepsilon \quad (2.13)$$

I et én-akset strekkforsøk, vil materialet strekke seg i lastretning (x-retning), og som regel trekke seg inn i y-retning og z-retning. Ved bruk av tverrkontraksjonstallet eller Poissons tall, ν , kan man beskrive forholdet mellom lengdetøyning og tverrtøyning.

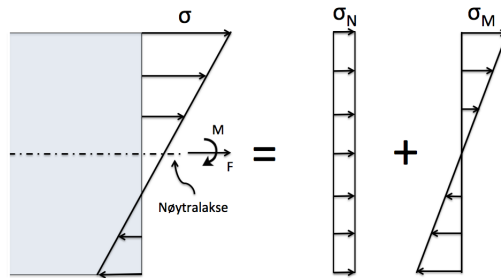
$$\nu_y = -\frac{\varepsilon_y}{\varepsilon_x} \quad (2.14)$$

2.2.5 Bøyepening

I laboratorieforsøkene ble det påvist en lineær varierende tøyning over tverrsnittet til prøvestykkene under strekktesten. Dette tyder på at prøvestykkene har blitt påført både aksialkraft og moment. Dette gjør at den totale spenningen vil, som vist i figur 2.5, være en kombinasjon

av normalspenning, σ_N , og bøyepening, σ_M , og er gitt av:

$$\sigma = \sigma_N + \sigma_M \quad (2.15)$$

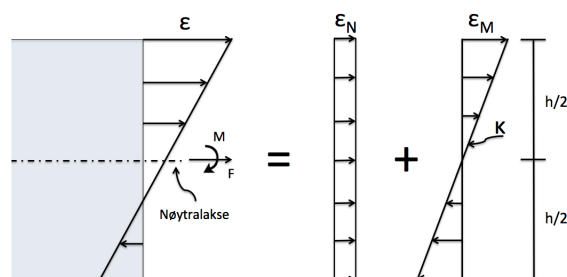


Figur 2.5: Prøvestykke med påført aksialkraft og moment.

Normalspenningen σ_N er lik ingeniørspenningen, se avsnitt 2.2.1. Fra Naviers hypotese følger det at bøyepeningen vil variere lineært over tverrsnittet, og være lik null i nøytralaksen for elastiske deformasjoner. Bøyepeningen er uttrykt ved momentet, M , andre arealmoment, I , og avstanden fra nøytralaksen, y [16].

$$\sigma_M = \frac{M}{I}y \quad (2.16)$$

Momentet kan uttrykkes fra krumningen over høyden til prøvestykket, formel 2.17. På samme måte som for spenningen, vil den totale tøyningen, ε , være en kombinasjon av normaltøyning, ε_N og momenttøyning, ε_M . Dette er vist i figur 2.6. Momenttøyningen vil variere lineært over høyden, og stigningstallet til momenttøyningen vil være lik krumningen. Dette gjør at krumningen, κ , kan beregnes fra momenttøyningen og høyden til prøvestykket, h , som er vist i formel 2.18 [16].



Figur 2.6: Viser total tøyning, normaltøyning og momenttøyning på grunn av påført aksialkraft og moment.

$$\kappa = \frac{M}{E \cdot I} \quad (2.17)$$

$$\kappa = \frac{\varepsilon_M}{h/2} \quad (2.18)$$

Ved å kombinere formel 2.17 og formel 2.18, får man et nytt uttrykk for momentet:

$$M = \frac{E \cdot I \cdot \varepsilon_M}{h/2} \quad (2.19)$$

Ved å bruke dette uttrykket for momentet i formel 2.16, får man bøyespenningen uttrykt ved den løpende E-modulen til materialet og tøyningen som oppstår på grunn av momentet.

$$\sigma_M = \frac{E \cdot I \cdot \varepsilon_M \cdot (h/2)}{I \cdot (h/2)} \rightarrow \sigma_M = E \cdot \varepsilon_M \quad (2.20)$$

2.2.6 Anisotropisk materiale

I et komposittmateriale kan fibrene ligge i forskjellige retninger, som påvirker måten materialet oppfører seg. For et generelt anisotropisk materiale ligger fibrene i en slik ordning at det ikke finnes noen symmetriplan med tanke på retningene til fibrene. Fiberarmerte polymerer er generelt anisotrope når fibrene ligger i tre ikke-ortogonale retninger. I et slikt tilfelle gjelder ikke den forenklete Hookes lov, formel 2.13, men man må bruke den generaliserte Hookes lov. I et globalt koordinatsystem, er sammenhengen mellom tøyninger, $[\varepsilon]$ og spenninger, $[\sigma]$ gitt av en fleksibilitetsmatrisen, $[S]$ [17].

$$[\varepsilon] = \begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \varepsilon_z \\ \gamma_{yz} \\ \gamma_{xz} \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} S_{11} & S_{12} & S_{13} & S_{14} & S_{15} & S_{16} \\ S_{21} & S_{22} & S_{23} & S_{24} & S_{25} & S_{26} \\ S_{31} & S_{32} & S_{33} & S_{34} & S_{35} & S_{36} \\ S_{41} & S_{42} & S_{43} & S_{44} & S_{45} & S_{46} \\ S_{51} & S_{52} & S_{53} & S_{54} & S_{55} & S_{56} \\ S_{61} & S_{62} & S_{63} & S_{64} & S_{65} & S_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_z \\ \tau_{yz} \\ \tau_{xz} \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} = [S] [\sigma] \quad (2.21)$$

Fleksibilitetsmatrisen er den inverse av stivhetsmatrisen. På grunn av symmetri vil det være 21 uavhengige parametere i fleksibilitetsmatrisen for et anisotropisk materiale.[17]

2.2.7 Ortotropisk elastisitet

Hvis det finnes tre gjensidige perpendikulære symmetriplan, med tanke på hvordan fibrene ligger, er materialet ortotropisk, figur 2.7. Stivhets- og kompliansematisen for et ortotropisk materiale er spesifisert i material-koordinatsystemet på en slik måte at aksene er perpendikulære til de tre symmetriplanene. Flere ledd til kompliansematisen blir dermed lik null og forenkler

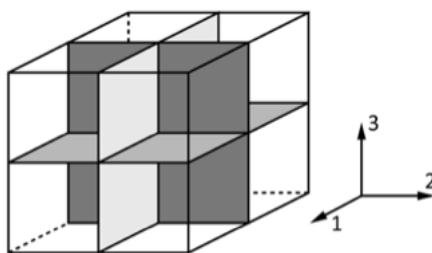
kompliansmatrisen til ni uavhengige parametere. For et ortotropisk materiale er kompliansmatrisen, $[S]$, lik [17]:

$$[S] = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_1} & -\frac{\nu_{21}}{E_2} & -\frac{\nu_{31}}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{\nu_{12}}{E_1} & \frac{1}{E_2} & -\frac{\nu_{32}}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{13}}{E_1} & -\frac{\nu_{23}}{E_2} & \frac{1}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{23}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{13}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{12}} \end{bmatrix} \quad (2.22)$$

For et ortotropisk materialet vil det være tre ukjente E-moduler, E_1 , E_2 og E_3 , tre ukjente poissonforhold, ν_{12} , ν_{31} og ν_{23} , samt tre ukjente skjærmoduler, G_{12} , G_{31} og G_{23} . På grunn av symmetri er:

$$\frac{\nu_{ij}}{E_i} = -\frac{\nu_{ji}}{E_j} \quad (2.23)$$

der i, j er retninger i koordinatsystemet. Fra ligning 2.22 ser man at for et ortotropisk materiale vil normalspenninger ikke gi skjærtøyninger og skjærspenninger vil ikke gi normaltøyninger [17].



Figur 2.7: De tre perpendikulære planene i et ortotropisk materiale [18].

2.3 SIMLab Brittle Materials Model (SBMM)

SIMLab ved NTNU har utviklet en materialmodell for sprø materialer, med navnet SIMLab Brittle Materials Model. Modellen vil bli brukt til å predikere materialoppførselen til fiberarmert polyamid, i det området skade oppstår i materialet. SBMM er utviklet for bruk av solid-elementer og skall-elementer og omfatter følgende trekk [19]:

- Isotropisk/anisotropisk lineær elastisitet

- Lineær viskoelastisitet
- Sammenføyning av sprø skade
- Skade ved elementerosjon
- Statistisk fordeling av valgte modelparametere

Modellen er basert på følgende antakelser [19]:

- Små tøyninger, men rotasjon kan være endelig
- Isotropisk eller ortotropisk lineær elastisk oppførsel
- Den lineære viskoelastiske oppførselen er antatt å være isotropisk og deviatorisk
- Isotherme betingelser

I dette delkapittel vil det teoretiske grunnlaget for modellen bli beskrevet. Det vil også være et delkapittel som beskriver teorien bak normalfordeling. Manualen bak SBMM vil bli brukt til å fremstille teorien [19].

2.3.1 Sprø skade og brudd

Denne skadeutviklingsregelen er kun gjeldene for sprø materialer, det vil si materialer som er elastiske eller viskoelastiske fram til brudd.

Et ekvivalent deformasjonsmål $\bar{\varepsilon}_D$ er definert som:

$$\bar{\varepsilon}_D = \sqrt[a_f]{\sum_{i=1}^3 \langle \hat{\varepsilon}_i \rangle^{a_f}} \quad (2.24)$$

Der a_f er en modellkonstant og $\hat{\varepsilon}_i$ ($i = 1,2,3$) er hovedverdier til den koroterende deformasjonstensoren $\hat{\varepsilon}$:

$$\hat{\varepsilon}(t) = \int_0^t \hat{D} dt \quad (2.25)$$

der \hat{D} er den koroterende deformasjonstensoren.

Ved å bruke Kuhn-Tucker form til å uttrykke last/avlastningsbetingelsene for skade, blir betingelsenene:

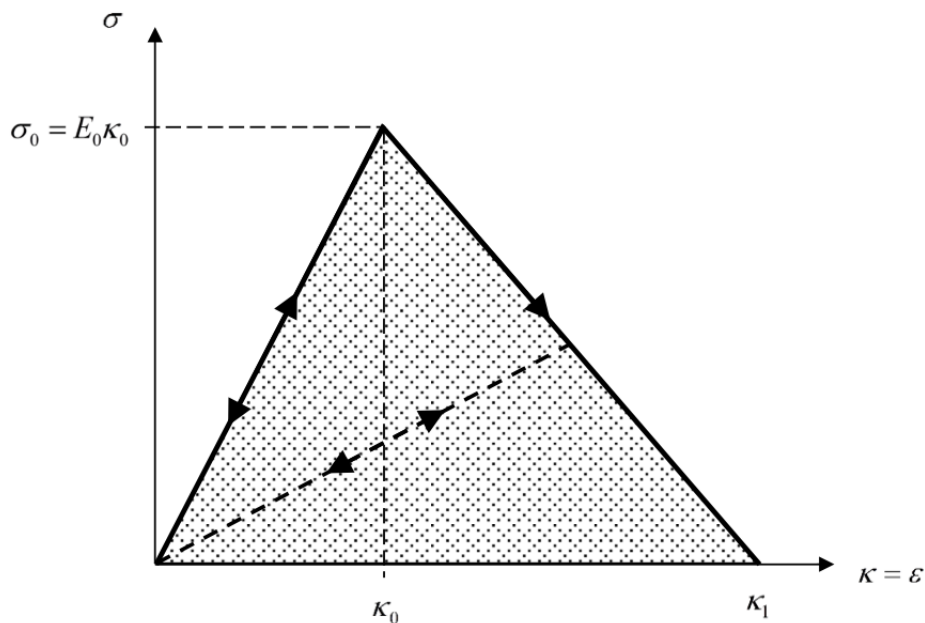
$$f_D = \bar{\varepsilon}_D - \kappa \leq 0, \quad \dot{\kappa} \geq 0, \quad \dot{\kappa} f_D = 0 \quad (2.26)$$

En skadeterskel kan introduseres ved å gi historievariabelen κ en positiv initiell verdi, κ_0 , slik at for $\kappa \leq \kappa_0$ vil det ikke være skadeutvikling. Fra formel 2.26 følger det at κ vil være lik den maksimale verdien $\bar{\varepsilon}_D$ har oppnådd under tøyningshistorien. Dermed vil materialet huske den mest kritiske tilstanden, og skade vil kun utvikles når denne tilstanden blir overskridet. Skadeutviklingsloven blir da formelert som:

$$D(\kappa) = 1 - \frac{\kappa_0}{\kappa_1 - \kappa_0} \left(\frac{\kappa_1}{\kappa} - 1 \right) \quad (2.27)$$

Der κ_1 er en parameter.

Ved en én-akset strekktest, med monoton lastøkning, vil langsgående tøyning, ε , være den eneste positive tøyningen. Da vil ε være lik både $\bar{\varepsilon}_D$ og κ . Ved å la E_0 være en modulus som karakteriserer stivheten til det elastiske materialet, vil den elastiske skademodellen beskrive oppførsel som vist i figur 2.8.



Figur 2.8: Spenning-tøyningkurve for enakset strekk i referanseretning [19].

Ved bruk av kubiske element, med en karakteristisk lengde h_e og volum $V_e = h_e^3$, blir energien dissipert av et element ved brudd lik $\frac{1}{2}E_0\kappa_0\kappa_1V_e$. Dette er lik arealet til det skraverte området i figur 2.8, multiplisert med volumet til det betraktete elementet. Det er ønskelig at energitapet på grunn av skade, er invariant av elementstørrelsen. Ved å introdusere bruddenergien G_f , kan man oppnå dette. Bruddenergien er antatt å være en materialegenskap og er definert slik at:

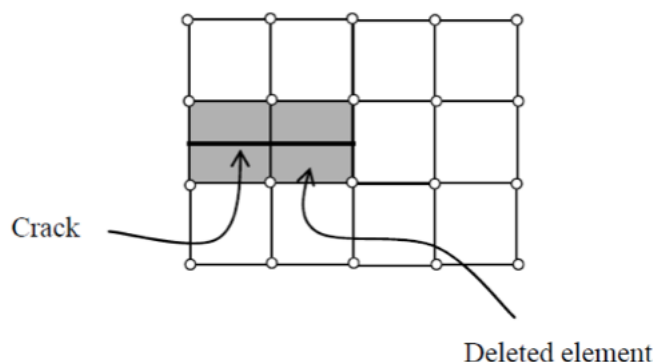
$$G_f A_e = \frac{1}{2} E_0 \kappa_0 \kappa_1 V_e \quad (2.28)$$

der $A_e = h_e^2$ er bruddarealet til det kubiske elementet, se figur 2.9. Ved å løse formel 2.28 for κ_1 får vi:

$$\kappa_1 = \frac{2G_f}{E_0\kappa_0h_e} \quad (2.29)$$

Nå som κ_1 er en parameter som er avhengig av bruddenergien til materialet, reduseres elementnettsensitiviteten til FE-løsningen.

Sprekkutviklingen og brudd er beskrevet ved erosjon av elementer. I det øyeblikket bruddkriteriet er oppnådd i et integrasjonspunkt, blir spenningstensoren satt til null. Dette integrasjonspunktet kan dermed ikke lenger bære noen last, se figur 2.9.



Figur 2.9: Sprekkutvikling gjennom erosjon av elementer [19].

For sprø materialer vil det være en fordeling av defekter i materialet. Det er derfor antatt at skadeparameteren κ_0 er en tilfeldig fordelt variabel, som fordeles over elementer/integrasjonspunkter, og er fordelt med normalfordeling eller Weibullfordeling. Ved å fordele κ_0 , blir også κ_1 fordelt, i henhold til formel 2.29. I denne oppgaven ble det brukt normalfordeling til å fordele skadeparameteren κ_0 [19].

2.3.2 Normalfordeling

Ved å la κ_0 være en tilfeldig variabel som følger en normalfordeling, med en forventningsverdi κ_{0mean} og standardavvik κ_{0std} , blir normalfordelingen:

$$f(\kappa_0) = \frac{1}{\kappa_{0std}\sqrt{2\pi}} \exp \left[-\frac{1}{2} \left(\frac{\kappa_0 - \kappa_{0mean}}{\kappa_{0std}} \right)^2 \right] \quad (2.30)$$

For å sette grenser på minste og største verdi av den tilfeldige variabelen κ_0 , blir normalfordelingen trunkert. Da unngår man urealistisk lave og høye verdier. Området κ_0 kan ligge i ved trunkert normalfordeling er:

$$\kappa_{0min} \leq \kappa_0 \leq \kappa_{0max} \quad (2.31)$$

der $\kappa_{0min} \geq 0$ og $\kappa_{0max} > \kappa_{0min}$ [19].

3 Materialforsøk

3.1 Introduksjon

I denne oppgaven har tre forskjellige materialer bli studert: Polyamid uten fiber (PA), fiberarmert polyamid med 15 vekt% glassfiber (PA15) og fiberarmert polyamid med 30 vekt% glassfiber (PA30). Materialoppførselen til de tre ulike materialene ble bestemt gjennom strekkprøver. Fra tynne plater, produsert ved sprøytstøping, ble det maskinert ut prøvestykker i tre forskjellige retninger i forhold til smeltestrømretningen: 0° , 45° og 90° . I dette kapitlet vil testoppsett og resultater fra materialforsøkene bli presentert.

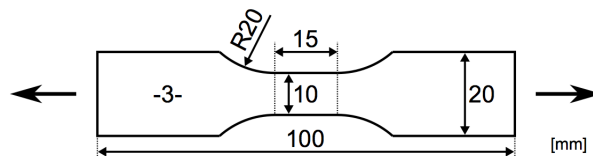
3.2 Testoppsett til materialtest

Et prøvestykke til en materialtest er vist i figur 3.1. Totalt ble det gjort 27 materialtester, tre smeltestrømretninger, tre materialer og tre repetisjoner. Dette for å redusere mulige feilkilder og avvik i materialoppførselen, og dermed få et mer robust resultat.



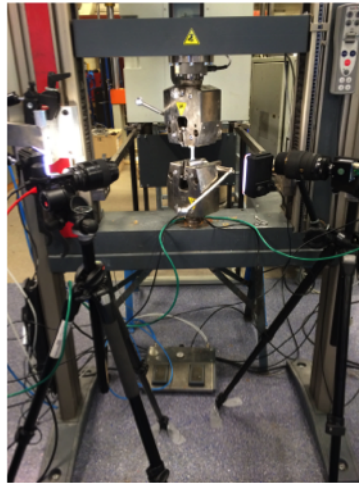
Figur 3.1: Prøvestykket til strekkprøvene

De nominelle dimensjonene til prøvestykket finnes i figur 3.2. Før testene ble gjennomført ble dimensjonene til det reduserte området målt opp. For å fange opp eventuelle variasjoner i geometrien til prøvestykkene, ble det tatt målinger av bredden og tykkelsen på tre forskjellige steder. Dette ble målt med en nøyaktighet på en mikrometer, ved bruk av et mikrometer av typen Mahr Micromar 40 EW. En tabell med de oppmålte dimensjonene er vist i tabell A.1 i vedlegg A.1.



Figur 3.2: Nominelle dimensjoner til prøvestykket for materialtesten

Strekkprøvene ble gjennomført i en maskin av typen Zwick/Roell Z030, der det ble brukt en 30 kN lastcelle. Prøvestykkene ble innspent ved hjelp av mekaniske gripere. Laboratorieoppsettet er vist i figur 3.3. Testene ble kjørt med en forskyvningshastighet på 0.9 mm/min, som sikrer kvasi-statiske forhold med nominell tøyningshastighet på $10^{-3} s^{-1}$ og liten temperaturutvikling i prøvestykkene.



Figur 3.3: Laboppsettet

Før materialtesten ble gjennomført, ble det sprayet på et hvitt belegg med svarte prikker på prøvestykket, se figur 3.4. Ved å ta bilder av overflaten til prøvestykket gjennom testen, og bruke en korrelasjonsalgoritme på denne bildeserien, kan man regne ut tøyningfeltet i overflaten til prøvestykket. Det ble brukt to kameraer til å ta bilder av prøvestykket fra lasten ble påført til bruddet oppstod. Den ene tok bilde av bredden til prøvestykket i det reduserte området, det andre kameraet tok bilder av tykkelsen. Kameraene stod i en fast posisjon slik at begge kameraene hadde samme avstand til prøvestykket for de 27 forskjellige testene. For de fiberarmerte materialene ble det tatt bilder med en frekvens på 7 Hz, mens for ren PA, som er et mer duktilt materiale, ble det tatt bilde med frekvens på 3 Hz. Kraft og forskyvningen fra testen ble logget fra strekkapparatet i samme frekvens som bildene.



Figur 3.4: Belegget som ble sprøytet på prøvestykket

3.3 Databehandling

Forskyvningene som blir målt av selve strekkmaskinen er et globalt forskyvningsmål. Dette forskyvningsmålet er vanskelig å benytte, ettersom det både har med seg bidrag fra hele prøvestykket og selve strekkmaskinen. For å få et mer presist, lokalt forskyvningsmål ble Digital Image Correlation (DIC) benyttet.

I dette delkapittelet vil først DIC ble presentert kort og så vil fremgangsmåtene for databehandlingen bli gjennomgått.

3.3.1 Digital Image Correlation

I motsetning til ekstensometer som er mekanisk festet til prøvestykket, er DIC en optisk måleteknikk som opererer kontaktløst. En fordel med en optisk målemetode er at man slipper vekten av et ekstensometer, som kan påvirke målingene. Ved å bruke bildene tatt fra strekkprøven, kan man finne tøyningfeltet til prøvestykke ved hjelp av det prikkete mønsteret som ble sprayet på overflaten [20]. DIC-programmet som ble brukt til å analysere bildene fra de eksperimentelle forsøkene, var eCorr. Dette programmet er utviklet av SIMLab ved NTNU.

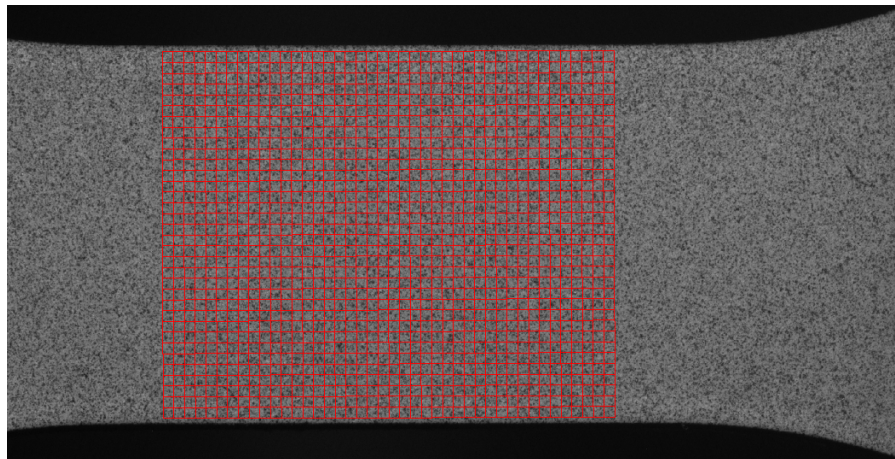
For å finne forskyvningene fra DIC er det nødvendig å vite hvor mange piksler i eCorr som tilsvarer en millimeter på prøvestykket. For å finne dette forholdet ble det målt hvor mange piksler som er i bredden og tykkelsen i det reduserte området og tallene ble sammenlignet med de geometriske målene. Det ble funnet at kameraet som målte bredde hadde et forhold på 101.5 px/mm og kamera som målte tykkelsen hadde et forhold på 102.5 px/mm . Siden kameraene hadde samme posisjon for alle 27 testene, vil dette forholdet være det samme for alle testene.

DIC baserer seg på å sammenligne gråskalaverdier fra bilder i uderformert til deformert tilstand eller mellom to deformerte tilstander [20]. Et elementnett ble lagt på det første bildet. Korrelasjonsalgoritmen i eCorr sammenligner så gråskalaverdiene i det første bildet med det neste, og finner nodeposisjonene som gir best tilpasning. Ved å gjøre dette på alle bildene i testene, kan man følge elementnettets deformasjon. Etersom piksel/mm-forholdet var tilnærmet likt for bredden og tykkelsen, ble det brukt samme elementstørrelse på begge sidene av prøvestykket. Størrelsen til hvert element ble satt til $29 \cdot 29$ piksler, som tilsvarer omtrent $0.29 \text{ mm} \cdot 0.29 \text{ mm}$. For at elementnettets på bredden og tykkelsen skal ha samme posisjon i lengderetning av prøvestykket, ble et skaleringsbilde brukt.

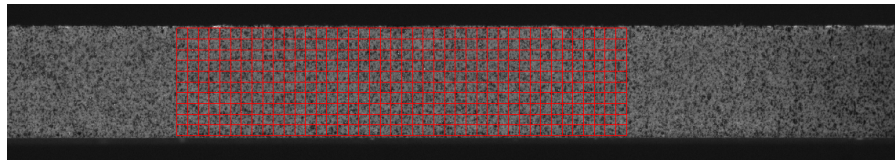
For å finne tøyningene til prøvestykket, ble to ulike metoder og tøyningsmål brukt. PA er et duktilt materiale og før brudd oppstod det en innsnevring i prøvestykket. Det er i det innsnevrede området tøyningene vil være størst, og det er derfor ønskelig å finne tøyningene i dette området. Fiberarmert PA er et mer sprøtt materiale, og vil ikke ha de samme lokaliserte tøyningene som ren PA. Det er derfor ønskelig å finne tøyningene over et større område. Av denne grunn ble det for PA brukt elementer over området innsnevringen oppstod, mens for PA15 og PA30 ble det brukt vektorer over et område på overflaten av det reduserte området. Begge metoder kan brukes til å finne ingeniørtøyningen.

3.3.2 Databehandling av fiberarmert PA

For de fiberarmerte materialene ble elementnettets i eCorr plassert i det reduserte området. Dette området er maskinert til å være er 15 mm i lengderetning og 10 mm i bredden, og har en platetykkelse på 3 mm. For å ikke få med effekter fra krumningen utenfor det reduserte området, ble elementnettets satt til å være omtrent 12 mm i lengderetning. Ved bruk av elementstørrelse på $29 \text{ px} \cdot 29 \text{ px}$, tilsvarer dette 42 element i lengden, 34 elementer i bredden og 10 elementer i tykkelsen. Figur 3.5 viser elementnettets over bredden og tykkelse til prøvestykket.



(a) Elementnettet over breddeoverflaten



(b) Elementnettet over tykkelseoverflaten

Figur 3.5: Elementnettet brukt til fiberarmert PA, 29 px · 29 px

Tøyningene ble hentet ut ved å legge vektorer i langsgående og tverrgående retning på breddesiden og tykkelsesiden. De langsgående vektorene gikk fra ytterkantene til elementnettet, mens de tverrgående vektorene lå et element fra ytterkanten på begge sider av elementnettet. Dette for å hindre eventuelle effekter i kanten på prøvestykket. På breddesiden ble det brukt 35 vektorer i lengderetning og 43 i tverretning, mens på tykkelsesiden ble det brukt 11 vektorer i lengderetning og 43 i tverretning. En oversikt over antall vektorer og lengden på vektorene er vist i tabell 3.1. Fra eCorr ble tøyningen av disse vektorene funnet og det ble tatt et gjennomsnitt av tøyningen til vektorene i de ulike retningene for å få et robust mål på ingeniørtøyningen. På denne måten ble det funnet to mål for langsgående tøyning, ε_l , ett fra breddesiden og ett fra tykkelsesiden. Det ble også funnet ett mål for tverrtøyning over bredden, ε_b , og ett mål for tverrtøyningen over tykkelsen, ε_{ty} .

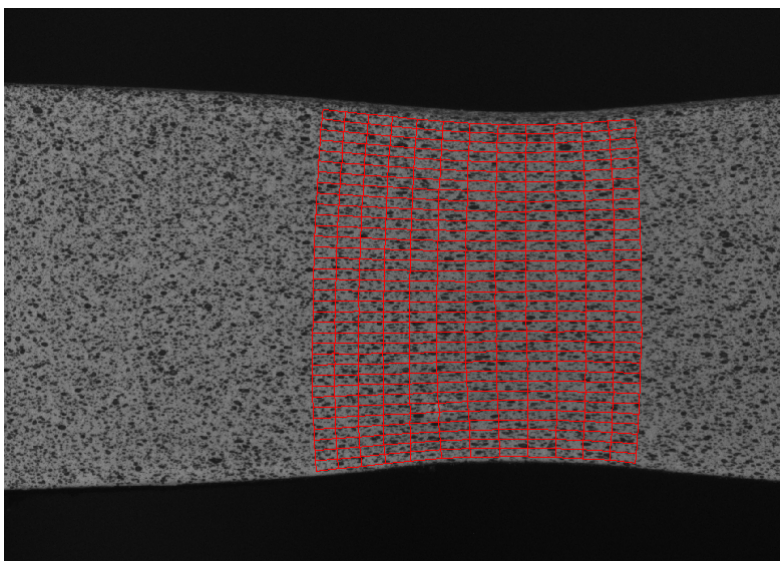
Vektorer fiberarmert PA				
	Breddeoverflate		Tykkelseoverflate	
	Antall vektorer	Lengde [element]	Antall vektorer	Lengde [element]
Langsgående	35	42	11	42
Tverrgående	43	32	43	8

Tabell 3.1: Antall vektorer og lengden på vektorene brukt til å finne tøyningen

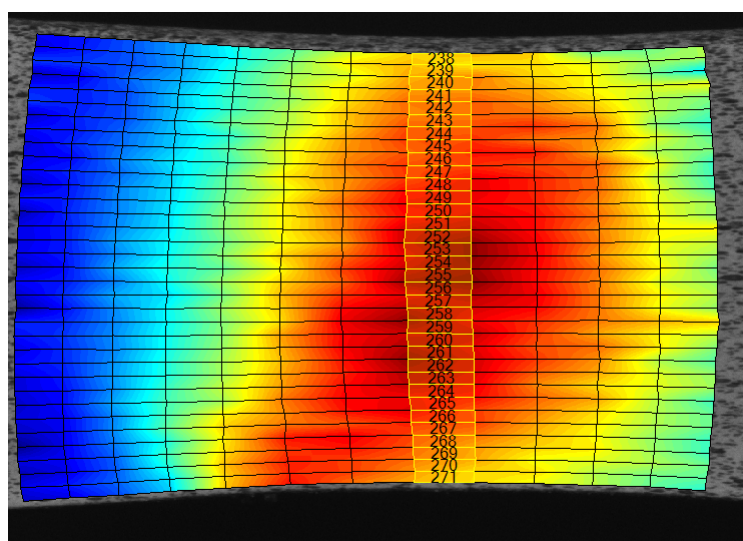
Kraften som ble påført prøvestykket ble logget under strekkprøven. Det initiale tverrsnittsarealet som trengs for å regne ut ingeniørspenning, finnes fra de oppmålte dimensjonene før testen. Tre mål for bredden og tykkelsen ble gjort, og det er valgt å bruke medianverdien av de tre målene for å beregne tverrsnittsarealet. Tverrsnittsarealet til de ulike prøvestykkene er vist i tabell A.1 i vedlegg A.1. Ved bruk av formel 2.2 ble ingeniørspenningen funnet.

3.3.3 Databehandling av PA

For ren PA ble elementnettet lagt i området der innsnevringen forekom. Det ble brukt samme elementstørrelse som for fiberarmert PA, altså $29 \text{ px} \cdot 29 \text{ px}$. Figur 3.6 viser elementnettet over bredden ren PA, og et tilsvarende elementnett ble lagt over tykkelsen. Tøyningene ble hentet fra elementer i det området innsnevringen forekom. De valgte elementene over bredden er vist i figur 3.7. Tilsvarende elementer ble valgt fra tykkelseoverflaten. For å hente tøyningene i langsgående og tverrgående retning, ble Green-tøyning brukt, se avsnitt 2.2.3. Årsaken til at Green-tøyning ble valgt, var at det var ønskelig å bruke et koordinattøyningsmål og Green-tøyning var eneste mulighet i eCorr.



Figur 3.6: Elementnettet for ren PA, $29 \text{ px} \cdot 29 \text{ px}$



Figur 3.7: Valgte elementer over tverrsnittet i innsnevret område

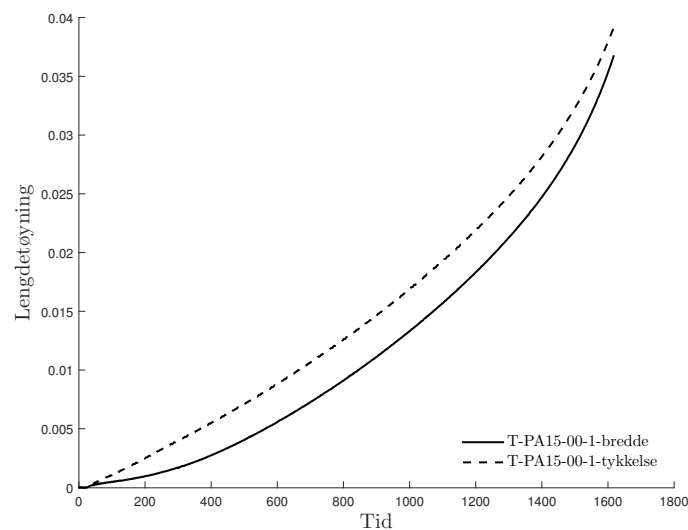
Ut fra Green-tøyningene ble ingeniørtøyningen funnet i langsgående og tverrgående retning fra både bredden og tykkelsen. For å få mer robuste tøyningsmål ble det tatt et gjennomsnitt av

ingeniørtøyningen til alle elementene. Ettersom PA er et duktilt materiale, vil tverrsnittsarealet endre seg betraktelig. Dette gjør at ingeniørtøyning ble omgjort til sann tøyning ved bruk av formel 2.4, avsnitt 2.2.2.

For å regne ut sann spenning, som er arbeidskonjugat til sann tøyning, ble først ingeniørspenning beregnet fra formel 2.2. Ved bruk av formel 2.9 ble sann spenning regnet ut.

3.3.4 Korreksjon av spenning for PA15 og PA30

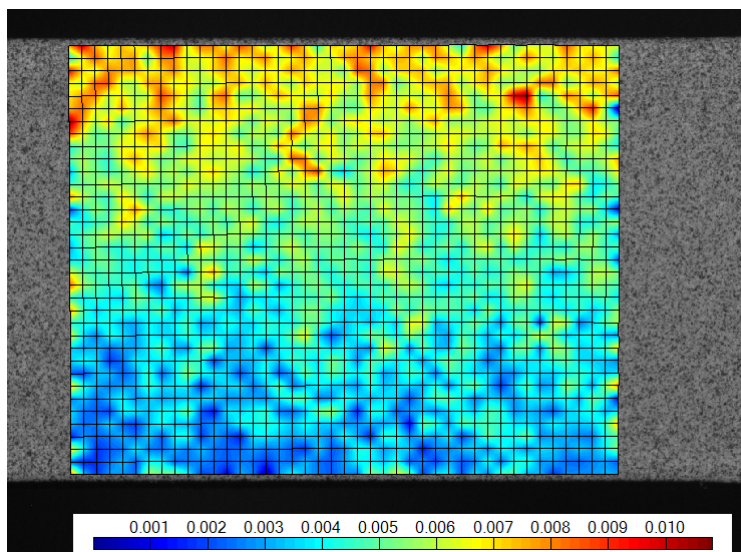
Fra DIC ble langsgående tøyning funnet fra både breddeoverflaten og tykkelseoverflaten til prøvestykket. Ettersom prøvestykket ble påført én-akset strekklast, vil det kun oppstå normaltøyning som er tilnærmet lik over hele tverrsnittet. I figur 3.8 er de to målene for langsgående tøyning plottet over tid. Figuren viser at tøyningen funnet fra tykkelsen er større enn hva den er fra bredden til hvert tidspunkt. Dette gjør at spenning-tøyningskurvene vil bli forskjellig, avhengig av hvilken mål for tøyning som blir brukt. Det er ikke mulig å vite hvilket tøyningsmål som er korrekt, eller om noen av de er korrekt, uten å finne ut hva som gjør forskjellen.



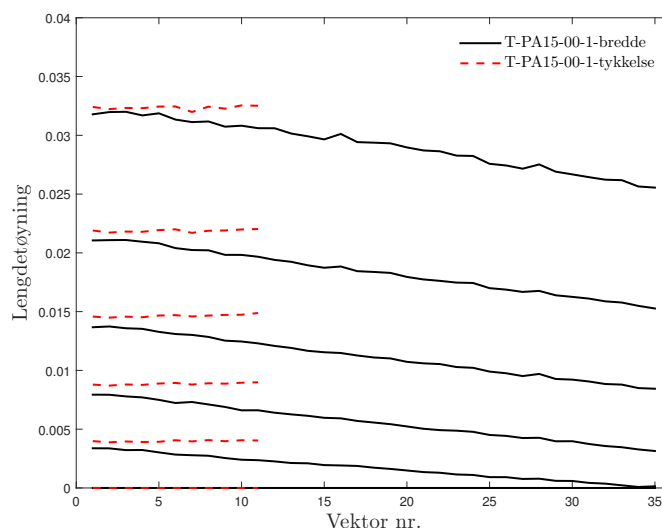
Figur 3.8: Langsgåendetøyning mot tid for de to ulike kameraene, hentet fra en representativ test

Ved å se på et bilde av tøyningsfeltet fra eCorr, se figur 3.9, er det tydelig at tøyningene er større i øvre del av bilde enn nedre. Dette kan tyde på at det oppstår et moment på prøvestykket, som vil gi en lineært varierende tøyning over tverrsnittet. Fra bildene av bredden, som ble tatt under strekkprøven, ser man at prøvestykket roterer litt. Bildene av tykkelsen til prøvestykket viser ingen rotasjon. Dette kan tyde på at prøvestykket ikke har stått sentrisk i strekkapparatet, og bøyes under last.

I figur 3.10 er tøyningen til de 35 langsgående vektorene over bredden og de 11 langsgående vektorene over tykkelsen vist. Her er tøyningen til hver vektor hentet fra hvert 300. bilde, som tilsvarer omtrent hvert 42. sekund.



Figur 3.9: Tøyningsfeltet fra breddeoverflaten for fiberarmert PA, hentet fra eCorr

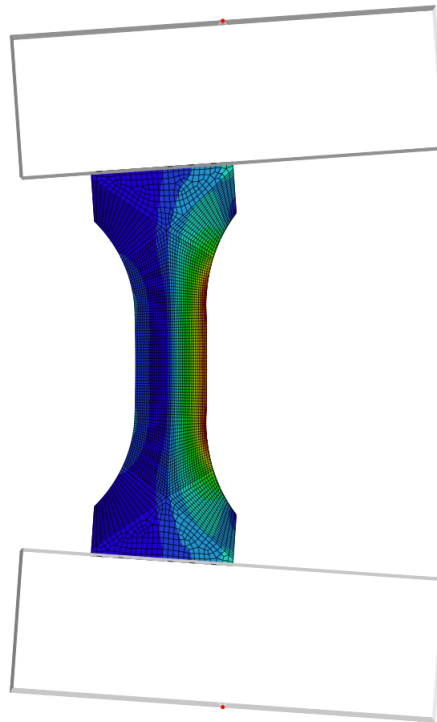


Figur 3.10: Variasjon av tøyning over bredden og tykkelsen for ulike tidspunkt

Tøyningen fra vektorene over bredden i figur 3.10 varierer tilnærmet lineært over bredden. Dette kan tyde på at det oppstår en momenttøyning, som etter Naviers hypotese vil variere lineært over bredden, se avsnitt 2.2.5. Det kan altså virke som at det oppstår et moment i prøvestykket, fordi det står ikke-sentriske i strekkapparatet. Vektor 1 fra bredden, er den vektoren som ligger nærmest tykkelsesiden. Fra figur 3.10, ser man at tøyningen fra denne vektoren er nesten lik som tøyningen fra vektorene over tykkelsen. Elementnettet som ble brukt over bredden i eCorr, figur 3.5a, ligger ikke helt i kanten av prøvestykket. Dette gjør at vektor 1 ikke vil ligge i samme avstand fra nøytralaksen som vektorene over tykkelsen. Kurven fra vektorene over bredden kan dermed ekstrapoleres, slik at de den største lengdetøyningen sammenfaller enda bedre med lengdetøyningen fra tykkelsen.

For å prøve å gjenskape tøyningene og rotasjonen i prøvestykket, ble det laget en forenklet modell av materialtesten i FEA-programmet Abaqus. Modellen og resultatet fra simuleringen

er vist i figur 3.11. Som man ser fra modellen, er prøvestykket posisjonert ikke-sentrisk. De mekaniske griperne som spente inn prøvestykket i det eksperimentelle forsøket, ble modellert som stive rammer som ikke kan deformeres. Prøvestykket er fast innspent til rammene, og vil dermed følge rammens bevegelse. Den røde prikken i nederste ramme er låst mot all forskyvning, men ikke rotasjon. Siden rammen er stiv vil resten av rammens bevegelse være en konsekvens av randbetingelsene til den røde prikken. Den røde prikken i toppen har en forskyvning i z-retning (rett opp på bildet), er låst mot forskyvning i de to andre retningene og er fri til å rotere. For å forenkle modellen, ble det brukt et lineært elastisk materiale på prøvestykket.



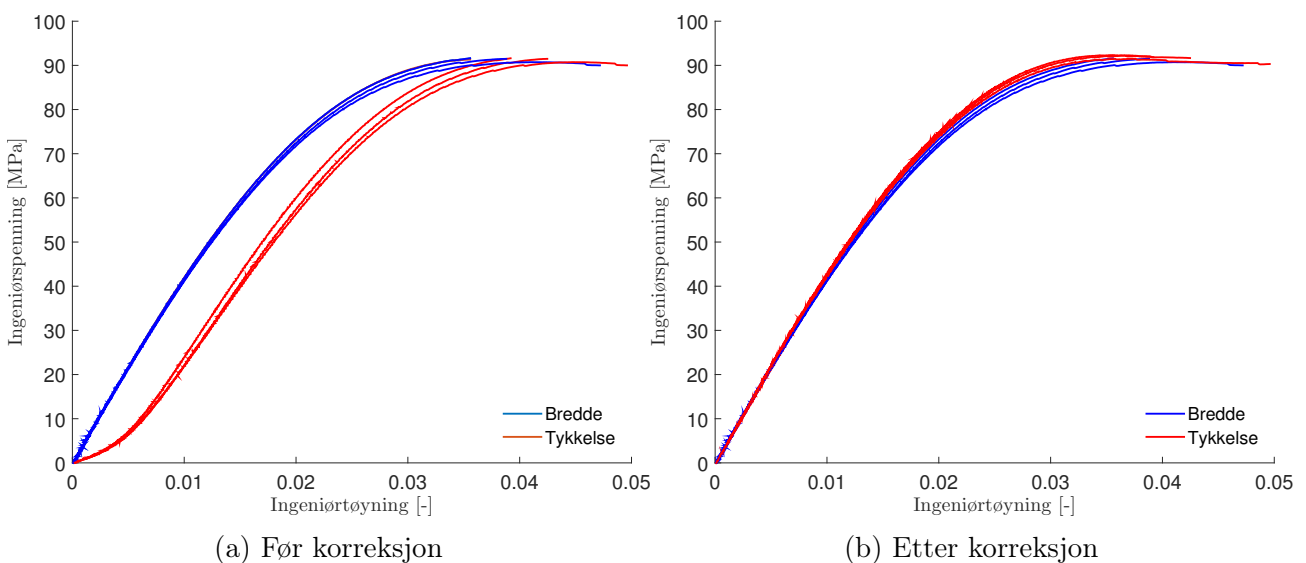
Figur 3.11: Modellen og tøyingsfeltet til prøvestykket som er plassert ikke-sentrisk i strekkapparatet

Det er hovedtøyningene som er plottet i figur 3.11. Det en ser er at det introduseres moment i prøvestykket, på en lignende måte som observert i forsøkene. En annen ting som taler for ikke-sentrisk posisjonering av prøvestykket, med påfølgende rotasjon av opplager, er at sett fra bredden, vil det reduserte området flytte seg sideveis gjennom simuleringen. Sett fra tykkelsen, vil man ikke kunne se at det reduserte området flytter seg. Dette tilsvarer det som ble sett fra bildene av de eksperimentelle forsøkene.

Simuleringen er idealisert i form at opplagrene er frie til å rotere. Dette vil selvsagt ikke stemme i virkeligheten, men det vil alltid være fleksibilitet i systemet, så resultatet fra simuleringen gir en god indikasjon på hva som kan ha skjedd. I tillegg er det hele overdrevet kraftig, ved at den simulerte bøyningen av prøvestykket er langt større enn det som ble sett fra forsøket, men det er kun for å illustrere problemet.

Alt taler for at et ikke-sentrisk prøvestykke er hovedårsaken til momentet. Momentet som til-

synelatende oppstår i prøvestykket, vil gi en bøyesspenning som er øker lineært over bredden, se avsnitt 2.2.5. Det vil derfor ikke være korrekt å bruke formel 2.2 som mål for ingeniørspenningen på tykkelsesiden, ettersom den kun tar med aksialkraft. På breddesiden ble det tatt gjennomsnitt av tøyningen til alle 35 vektorene over bredden. Da blir momenttøyningen nullet ut, på grunn av Naviers hypotese, og det blir korrekt å ikke ta med bøyesspenningen. På tykkelsesiden vil momentet resultere i en ekstra tøyning, som vil resultere i en bøyesspenningen. Fra formel 2.16 kan man finne bøyesspenningen. Tøyningen som kommer fra momentet, ε_M , er forskjellen mellom gjennomsnittstøyningen i lengderetning på breddesiden, som er lik normaltøyningen, og tøyningen fra tykkelsesiden, som er lik summen av normaltøyningen og momenttøyningen. Ved å bruke E-modulen til ingeniørspenning-tøyningskurven fra breddesiden til hver tid, kan man finne den nye spenningen til tykkelsesiden.



Figur 3.12: Endringene i ingeniørspenning-tøyningskurvene ved korreksjon av momentet som oppstår i prøvestykket for fiberarmert PA

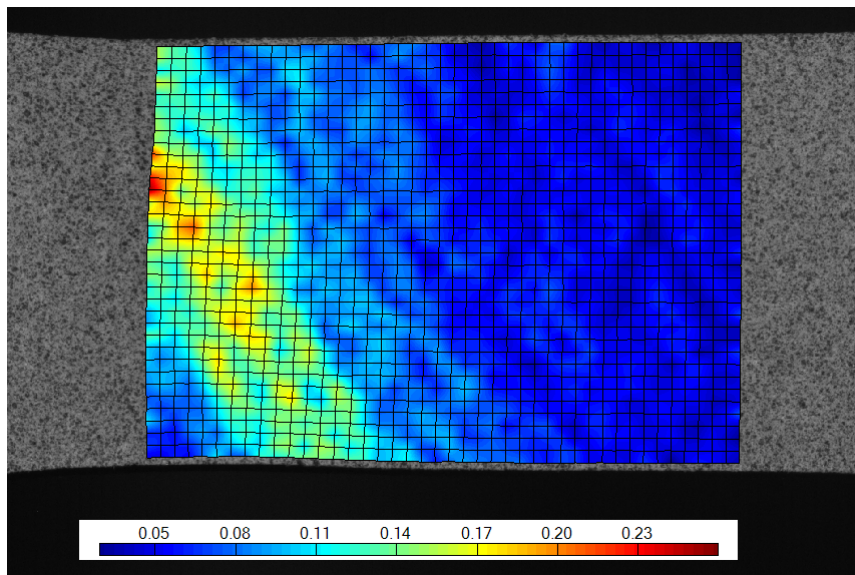
Fra figur 3.12 ser man at korreksjonen av momentet gir en langt bedre overensstemmelse mellom spenning-tøyningskurvene til bredden og tykkelsen. Fra figur 3.12b ser man også at for tykkelsen er spenningen større enn for bredden for tilsvarende tøyninger. Dette stemmer med teorien, ettersom det er et moment som gir en bøyesspenning i tillegg til normalspenningen.

Av de to ingeniørspenning-tøyningskurvene, er det den fra tykkelsesiden som beskriver materialoppførselen mest korrekt. Som nevnt vil spenningen være større, men også bruddtøyningen vil ha en høyere verdi fra tykkelsen enn hva den er fra bredden. Dette vises også igjen i bruddet for de forskjellige prøvestykkene. For de fleste testene er det tydelig at bruddet begynner å oppstå i det området momentet gir strekk, og for de resterende oppstår bruddet så rask at det er vanskelig å bestemme fra hvor det starter å propagere.

Etttersom prøvestykket ble plassert så rett som mulig etter kameraet, som stod i samme posisjon for alle prøvestykkene, vil momentet oppstå i alle prøvestykkene. For å unngå at dette momentet skal oppstå i senere tester, må prøvestykket plasseres parallelt med lastretning og heller justere

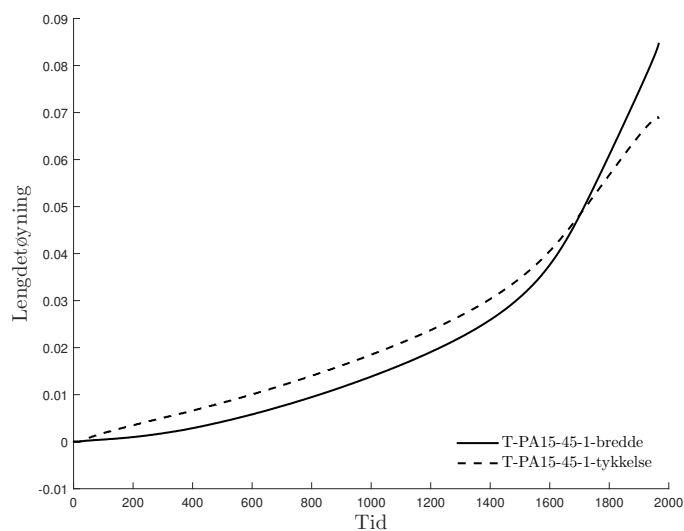
kameraet slik at prøvestykket ser rett ut. En annen måte er å ikke bruke mekaniske gripere for å innspenne prøvestykket. Blir det brukt sylindriske pinner som går gjennom et maskinert hull i prøvestykkene i stedet, vil prøvestykket automatisk rette seg ut når lasten blir påført. Da slipper man at momentet oppstår.

Denne korreksjonen ble gjort for prøvestykkene som er maskinert ut med en orientering på 0° og 90° i forhold til smeltestrømretningen. For de fiberarmerte polymerene som er maskinert ut med en orientering på 45° , oppstår det problemer ved korreksjon for momentet. Når det nærmet seg brudd i strekkprøven, ble tøyningene i prøvestykket konsentrert i det området som er maskinert med en krumning. På grunn av dette, og at de konsentrerte tøyningene en vinkel, gjør at elementnettet ikke får med seg de konsentrerte tøyningene over hele bredden, se figur 3.13.



Figur 3.13: Hvordan tøyningene varierer over bredden for 45° orientering før brudd

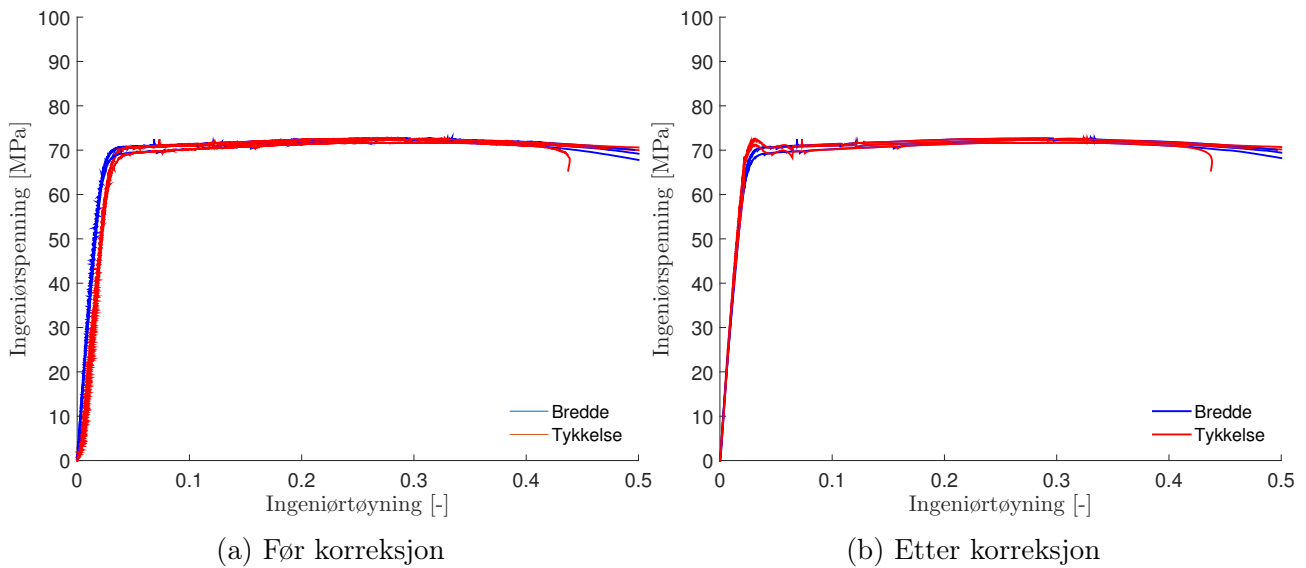
På bredden vil noen av vektorene få med seg de konsentrerte tøyningene før brudd, mens vektorene som ligger øverst vil ikke få med seg dette. På tykkelsesiden vil ingen av vektorene få med seg de konsentrerte tøyningene. Dette gjør at i starten vil tøyningen være større for tykkelsesiden, på grunn av momentet, men når de konsentrerte tøyningene oppstår vil det bli større tøyninger på breddesiden, se figur 3.14. Dette gjør at det er vanskelig å korrigere for momentet, og det er vanskelig å finne det korrekte tøyningmålet generelt. Fra korreksjonen for 0° og 90° , figur 3.12b, ser man at det er relativt liten forskjell i spenning-tøyningkurven til den ikke-korrigerede kurven fra bredden, og den korrigerede kurven fra tykkelsen. For 45° er det derfor valgt å bruke spenning- og tøyningmålene fra bredden som et videre sammenligningsgrunnlag av materialoppførselen.



Figur 3.14: Hvordan tøyningene varierer med tiden over bredden og tykkelsen for 45°

3.3.5 Korreksjon av spenning for PA

Også i strekkprøvene av PA oppstod det et moment og det er ønskelig å gjøre en korreksjon av spenning-tøyningskurvene. PA er et duktilt materiale, og det er i en relativt liten del av tøyningsforløpet som er i lineært elastisk område, se figur 3.15. Naviers hypotese som sier at bøyespenningen varierer lineært over tverrsnittet, er kun gjeldende i lineær elastisk område. Dette gjør at korreksjonen ikke er gyldig i området skade har begynt å oppstå i materialet. Gjør man en korreksjon av momentet på samme måte som for fiberarmert PA, dannes det en liten spenningstopp på slutten av det elastiske området, se figur 3.15b. Fra figuren ser man at korreksjonen stemmer i det elastiske området, men korreksjonen gjør at det dannes en spenningstopp fra en kurve som ikke har en spenningstopp. Av denne grunn gjøres det ikke en momentkorreksjon for ren PA og spenning-tøyningskurven fra breddesiden brukes som resultat fra de eksperimentelle forsøkene for PA.



Figur 3.15: Ingeniørspenning-tøyningskurver før og etter korreksjon av momentet i prøvestykket med PA

3.4 Resultater

Fra databehandlingen av de eksperimentelle forsøkene, ble materialoppførselen funnet. Resultatene for hvert av materialene vil bli presentert, før en diskusjon og sammenligning vil bli gjort til slutt.

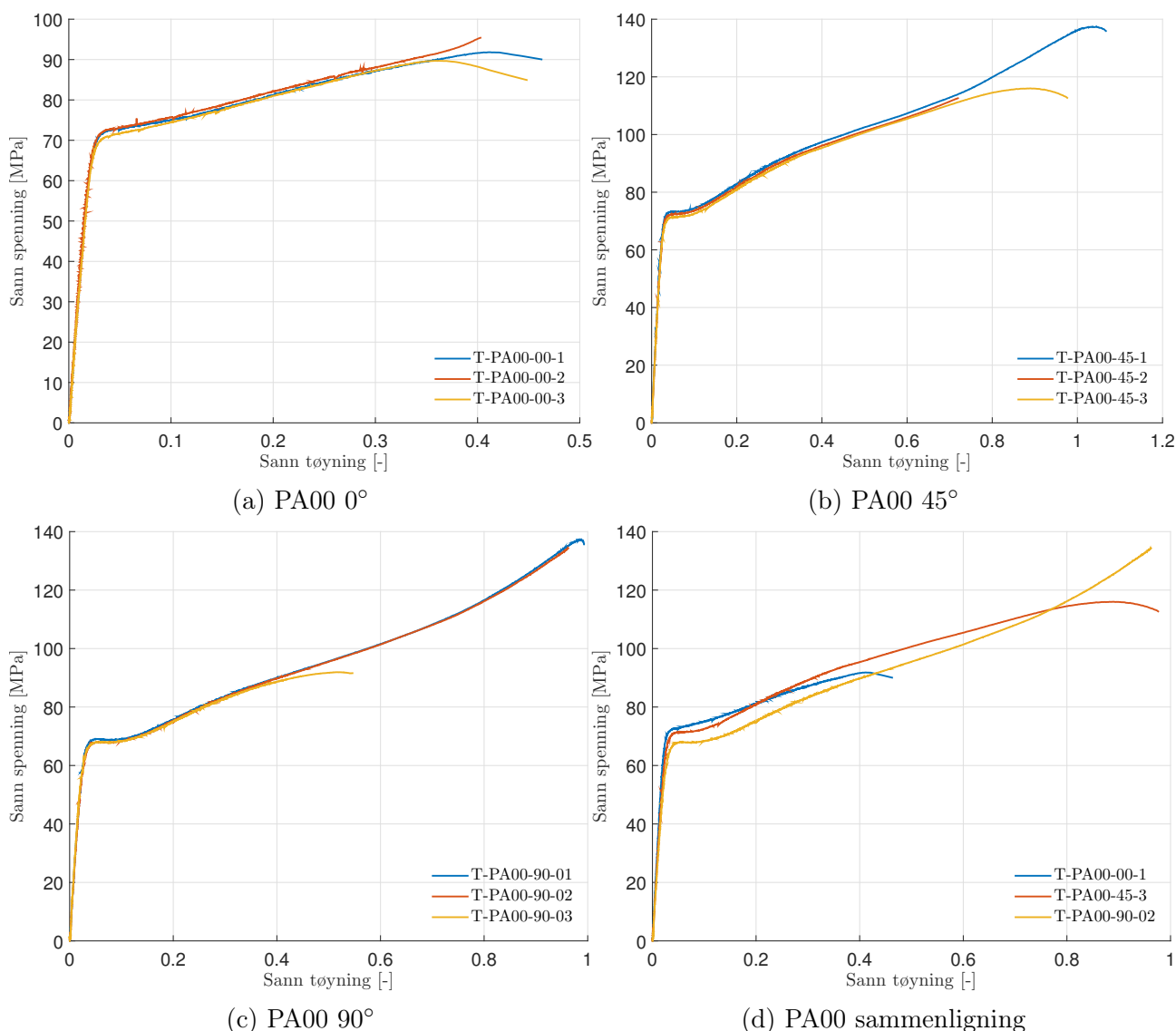
3.4.1 PA

Resultatene fra materialtesten til ren PA er vist i figur 3.16. Resultatene fra hver orientering er vist i figur 3.16 (a-c), og det er tatt en representativ kurve fra hver orientering av prøvestykket i figur 3.16d.

I tabell 3.2 er det en oversikt over ulike materialdata fra de eksperimentelle forsøkene for PA. ν_{xy} og ν_{xz} er Poissons tall, der x er i lengderetning, y over bredden og z er over tykkelsen. σ_y er flytespenning og ε_y er tilhørende tøyning. I tabellen er finnes også bruddspenning, σ_f , og tilhørende bruddtøyning, ε_f . σ_{TS} er strekkfastheten til materialene.

Ser man på figurene der prøvestykkene er maskinert ut med samme orientering i forhold til smeltestrømretningen, figur 3.16 (a-c), ser man at de ulike kurvene følger hverandre. Den store forskjellen på de ulike kurvene med samme orientering, er duktiliteten og dermed bruddtøyningen. Ved en orientering på 0° , har alle en tøyning på under 0.5. Dette står i kontrast med orientering på 45° , der tøyningen varierer fra 0.72 til 1.07, og 90° , der tøyningen varierer fra 0.55 til 0.99. Denne forskjellen kan komme fra støpeprosessen.

En annen forskjell er flytespenningen til prøvestykkene med ulik orientering. Som mål for flyte-



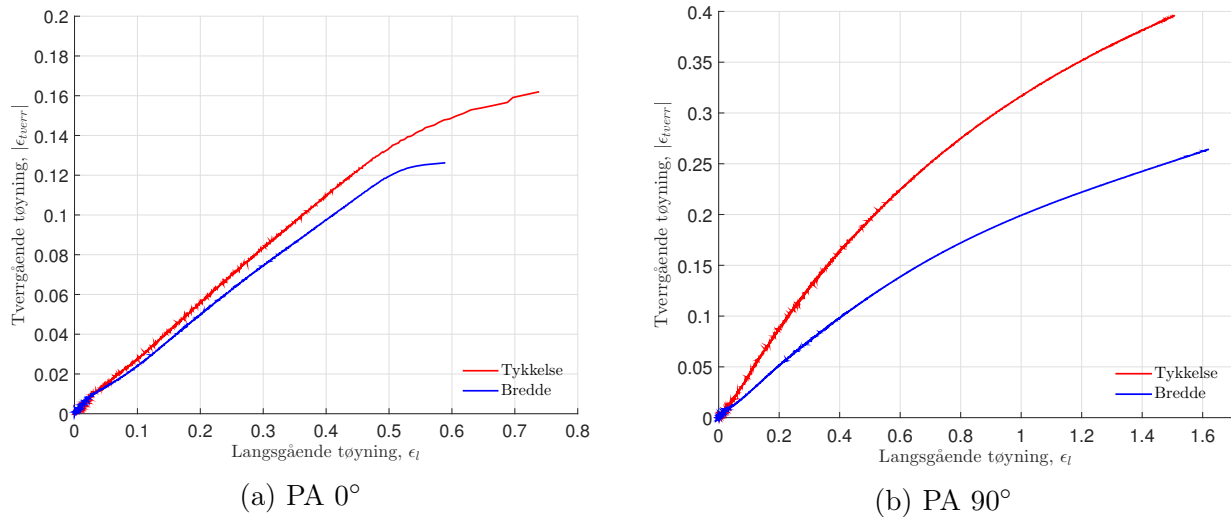
Figur 3.16: Sann spenning-tøyning for PA for ulike orienteringer

spenning for PA, som er en polymer, er det vanlig å bruke spenning på toppen etter det elastiske området [3]. Ved bruk av dette målet for flytespenning, ligger flytespenningen for 90° på rundt 66 MPa, mens for 0° og 45° er den omtrent 70 MPa. Den gir en forskjell på 4 MPa. Selv om dette er en relativt liten forskjell, kan det tyde på en forskjell i materialoppførselen for forskjellige orienteringer. I tabell A.4 i vedlegg A.2 er flytespenningen til alle prøvestykkene listet opp.

Fra spenning-tøyningskurvene ble E-modulen funnet, som er stigningstallet til kurvene i det elastiske området. For å finne E-modulen i samme område for alle testene, ble spenningen normalisert, det vil si at maksimal spenning, her brukt ingeniørspenning, har verdien 1. Stigningstallet til spenning-tøyningskurven i spenningsintervallet mellom 0.25 og 0.65 ble brukt til å finne E-modulen. Samme metode og intervall ble brukt for PA, PA15 og PA30. Fra tabell 3.2, ser man det er en forskjell i E-modul på omtrent 25% for orientering på 0° og 90°.

I figur 3.17 er en kurve av forholdet mellom langsgående og tverrgående tøyning fra breddeover-

flaten og tykkelsesoverflaten for 0° og 90° . Stigningstallet til kurvene i det elastiske området, er lik tverrkontraksjonstallet. Fra tabell 3.2 er tverrkontraksjonstallene til de representative kurvene for 0° og 90° listet. Tverrkontraksjonstallet til PA for orientering på 0° ligger på omtrent 0.4 for både ν_{xy} og ν_{xz} , men for 90° har ν_{xy} verdien 0.3, mens $\nu_{xz} = 0.45$.

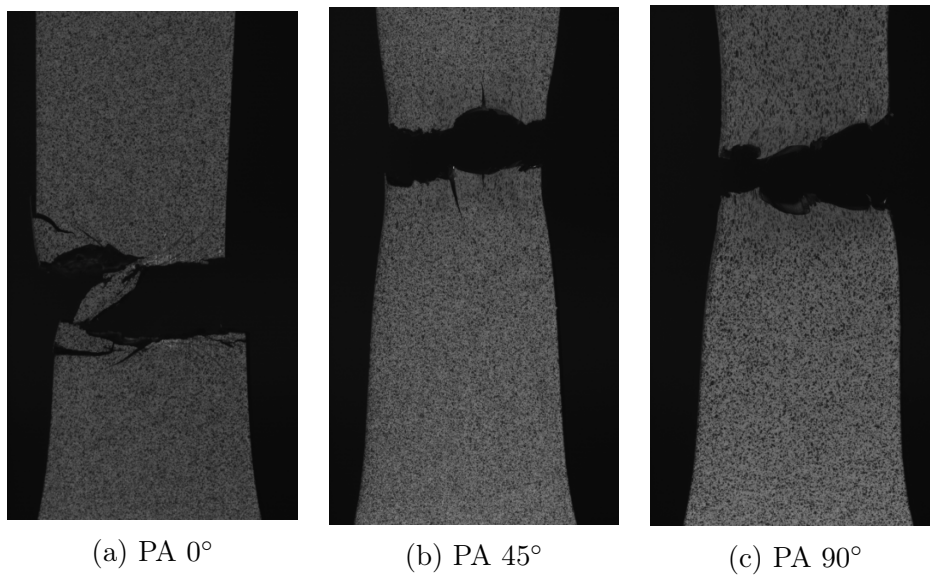


Figur 3.17: Forholdet mellom langsgående og tverrgående tøyning for PA, med tøyningsmål hentet fra bredden og tykkelsen

Materialdata fra representative kurver								
Material	E [MPa]	ν_{xy}	ν_{xz}	σ_y [MPa]	ε_y	σ_f [MPa]	ε_f	σ_{TS} [MPa]
PA - 0°	3129	0.37	0.39	70.7	0.0456	104.7	0.463	-
PA - 45°	2761	-	-	69.9	0.0456	127.0	0.720	-
PA - 90°	2519	0.30	0.45	65.6	0.0480	156.4	0.963	-

Tabell 3.2: Materialdata for PA fra de eksperimentelle forsøkene

Ettersom PA har en duktil oppførsel, er det å forvente et duktilt brudd. I figur 3.18 er bruddfasongen fra tre representative tester i ulike orienteringer vist. 45° og 90° har oppnådd en større innsnevring i prøvestykket, enn hva 0° har. Dette stemmer overens med materialresponsen. Det kan se ut som at ved brudd ble en større del av prøvestykket brekket av for 0° .



Figur 3.18: Representative bilder av bruddet til de tre ulike orienteringene for PA

3.4.2 PA15

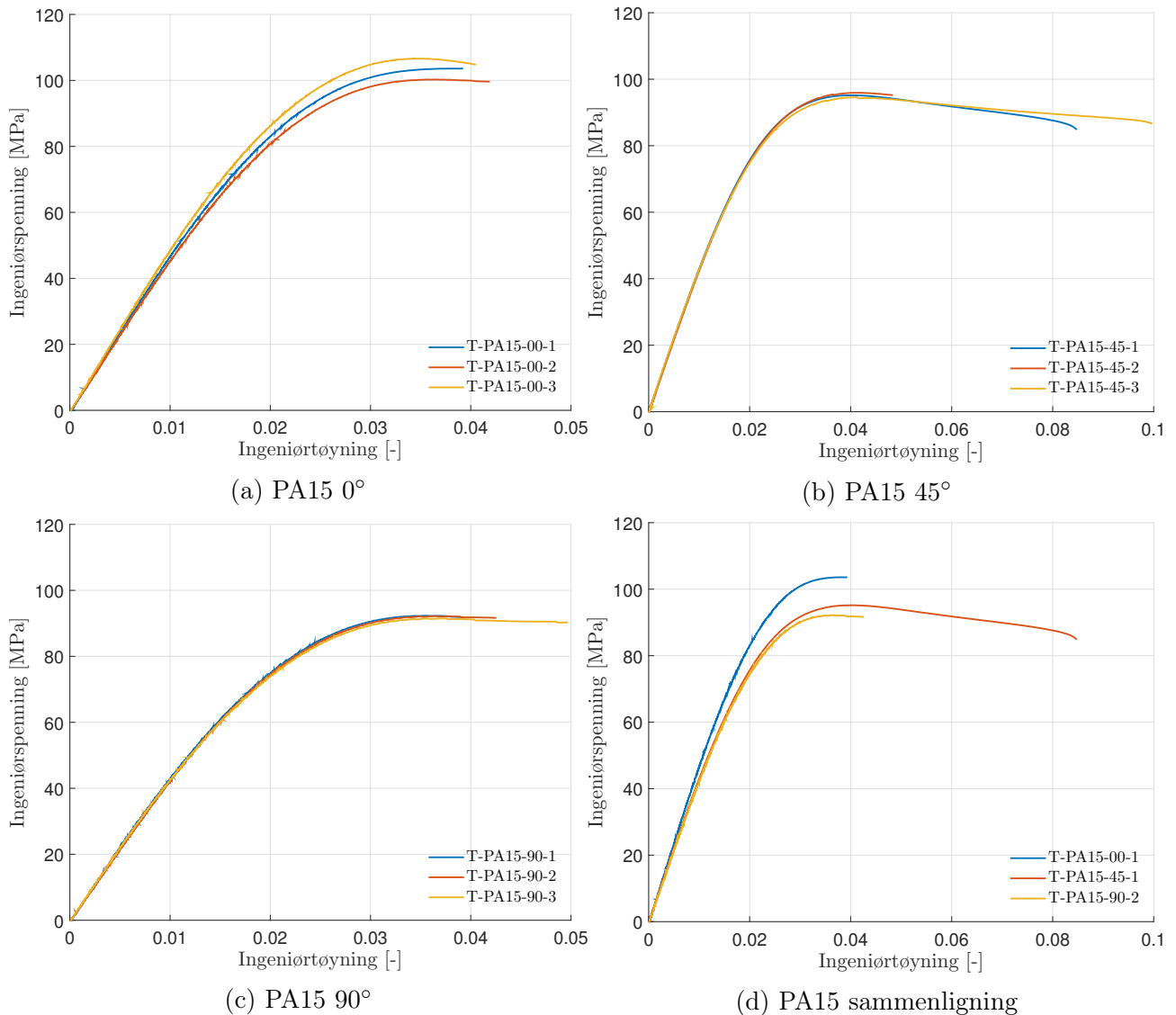
Resultatene fra strekkprøvene for PA15 vises i figur 3.19. PA15 er et relativt sprøtt materialet, og derfor er ingeniørspenning-tøyning brukt til å vise materialresponser. For en orientering på 0° og 90° er det blitt korrigert for momentet, men ikke for 45° , se avsnitt 3.3.4. De tre repetisjonene av hver orientering er sammenlignet i hver sin figur 3.19 (a-c), og i figur 3.19d er en sammeligning av tre representative kurver fra hver orientering.

Figur 3.19 viser at for 45° og 90° følger kurvene fra de tre repetisjonene hverandre, men også for PA15 er det en forskjell i duktiliteten til de ulike repetisjonene. For orientering på 0° skiller kurvene seg mer ut, og det er større forskjell i flytespenning og strekkfastheten til de ulike repetisjonene.

Sammenligningen av oppførselen til de tre ulike orienteringene, figur 3.19d, viser at materialet har en anisotropisk oppførsel. PA15 0° har større E-modul og større strekkfasthet enn de to andre orienteringene. Det betyr at en større andel av fibrene ligger sannsynligvis i denne retningen. Utenom duktiliteten, er det liten forskjell på oppførsel til orientering på 45° og 90° . 45° orientering er mye mer duktil, som kan tyde på at matriksen tar opp mer av kreftene ved denne orientering.

E-modulen, som er forholdet mellom spenning-tøyning i det elastiske området, ble funnet for alle kurvene. I tabell 3.3 er E-modulen hentet fra de representative kurvene. E-modulen fra orientering på 45° og 90° er omtrent 13% lavere enn for 0° .

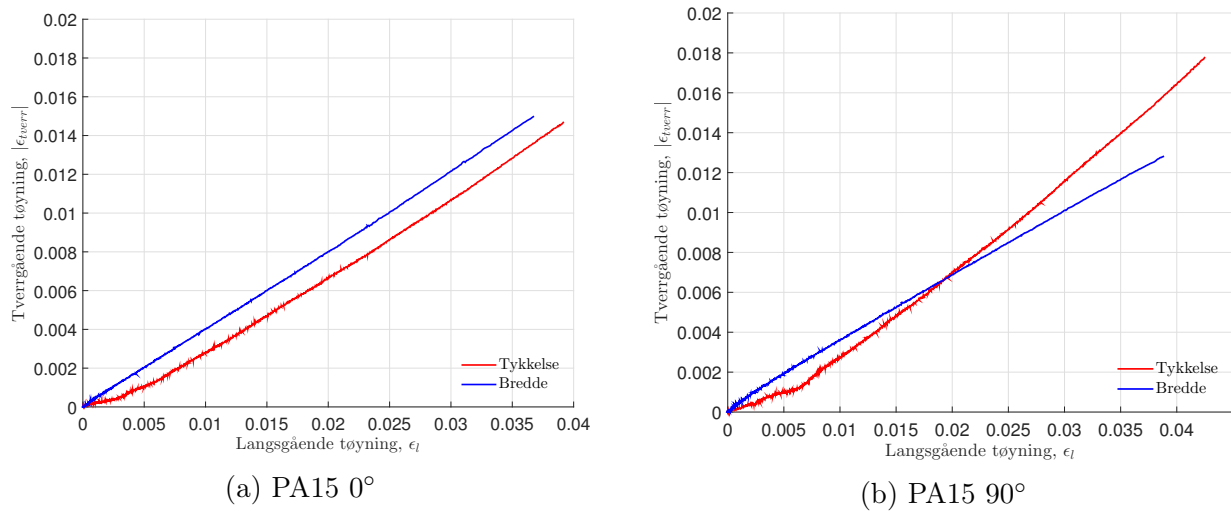
Fra eCorr ble langsgående og tverrgående tøyning målt fra både bredden og tykkelsen. I figur 3.20 er disse tøyningene plottet mot hverandre, både for orientering på 0° og 90° . På samme måte som for ren PA, ble Poissons tall hentet ut fra stigningen til kurvene. Fiberarmert PA er



Figur 3.19: Ingeniørspenning-tøyningskurver for PA15

vesentlig mindre duktil enn ren PA, og Poissons tall ble derfor hentet ut fra et annet intervall av den normaliserte lengdetøyningen. For PA15 og PA30 ble intervallet mellom 0.25 og 0.4 brukt. Ved en orientering på 0°, figur 3.20a, ser man at forholdet mellom langsgående og tverrgående tøyning fra bredden og tykkelsen har omtrent samme stigningstall. I starten er det litt forskjell på stigningstallet, men det jevner seg ut etterhvert. Det vil si at ved strekk av prøvestykket for 0°, vil tøyningen over bredden og tykkelsen være omtrent den samme. For 90° er det større forskjell mellom stigningstallet til de to kurvene.

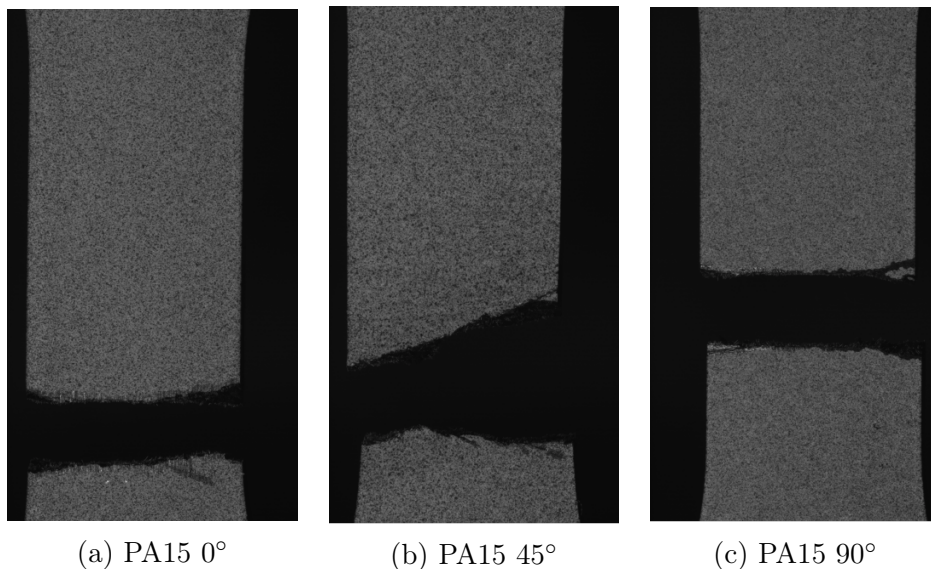
Bruddformen til de ulike orienteringene er vist i figur 3.21. Bruddet til 0° og 90° skjer på tvers av lastretning, og 90° har et rettere brudd enn 0°. For 45° ble forskjellig bruddform for ulike repetisjoner. Det ble både brudd på tvers av lastretningen og med en vinkel, der sistnevnte bruddform er vist i figur 3.21.



Figur 3.20: Forholdet mellom langsgående og tverrgående tøying for PA15, med tøyningsmål hentet fra bredden og tykkelsen

Materialdata fra representative kurver								
Material	E [MPa]	ν_{xy}	ν_{xz}	σ_y [MPa]	ε_y	σ_f [MPa]	ε_f	σ_{TS} [MPa]
PA15 - 0°	4545	0.40	0.39	62.4	0.0138	103.6	0.0392	103.6
PA15 - 45°	4169	-	-	60.5	0.0148	85.0	0.0850	95.2
PA15 - 90°	4000	0.32	0.44	55.5	0.0136	91.7	0.0424	92.2

Tabell 3.3: Materialdata for PA15 fra de eksperimentelle forsøkene

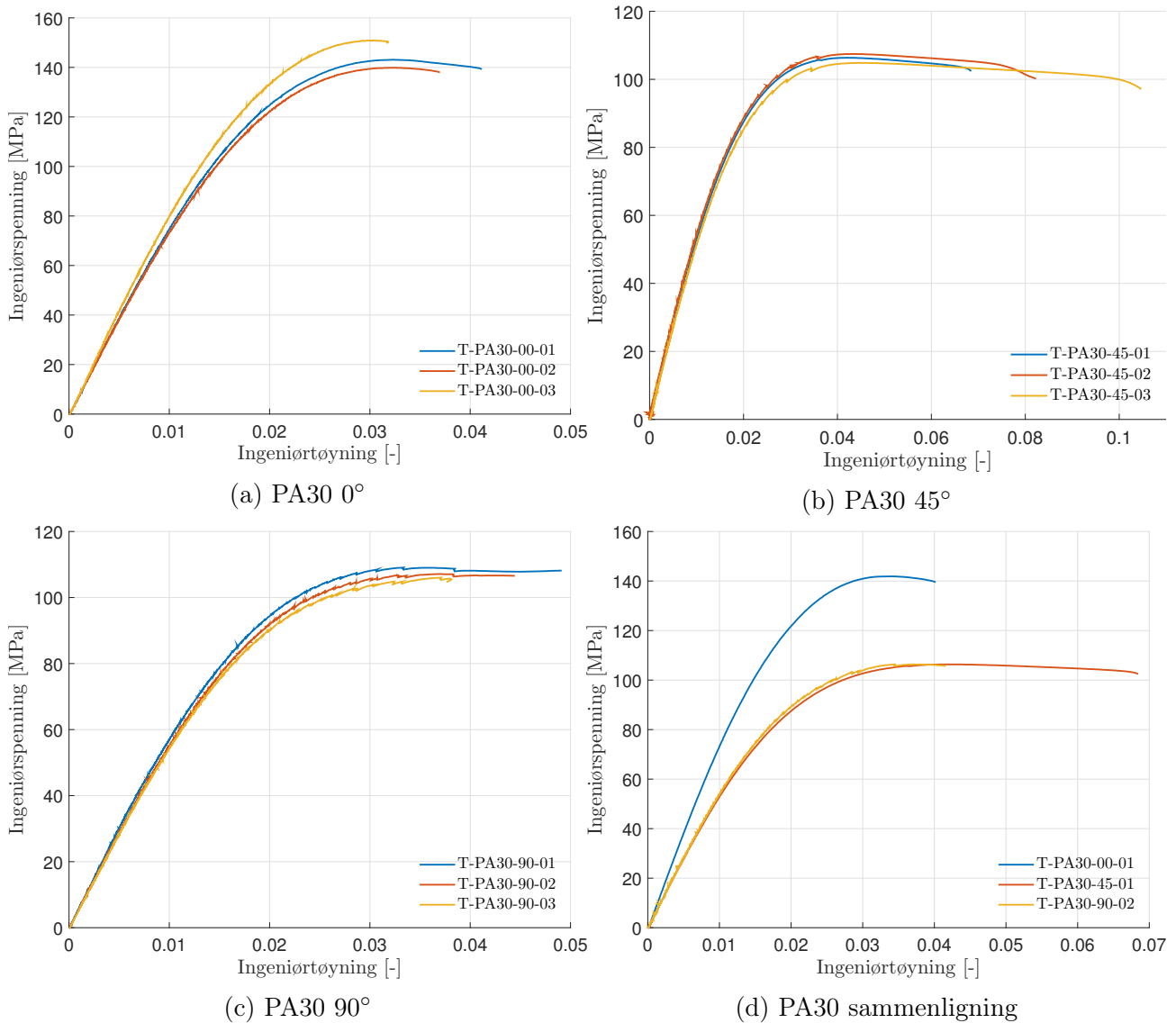


Figur 3.21: Bruddet til de tre ulike orienteringene for PA15

3.4.3 PA30

På samme måte som for PA15, er det brukt ingeniørspenning-tøying for å vise materialoppførselen til PA30. En korleksjon av momentet som oppstod har blitt gjort for 0° og 90°, men ikke for 45°. Resultatet for de ulike orienteringene er vist i figur 3.22 (a-c), og en sammenligning av

en representativ test fra de ulike orienteringene er vist i figur 3.22d.



Figur 3.22: Ingeniørspenning-tøyningskurver for PA30

Kurvene fra samme orientering følger hverandre bra også for PA30, men det er litt større spredning i de ulike testene for 0° orientering enn for 45° og 90°. Også for PA30 er det forskjell i duktiliteten til de ulike prøvestykkene med samme orientering. Den største forskjellen i duktiliteten er for 45°, der den varierer med opptil 57 %.

Ingeniørspenning-tøyningskurvene til PA30 med 90° og 45° orientering, er mer hakkete enn kurvene for 0°, se figur 3.22c. Dette kommer av at prøvestykkene glapp i strekkmaskinen. Det er antatt at dette ikke påvirker resultatene.

En sammenligning av responsen til de PA30 med ulik orientering er vist i figur 3.22d. Her ser man at det er stor forskjell på materialoppførselen til 0° i forhold til 45° og 90°. For PA30 er det

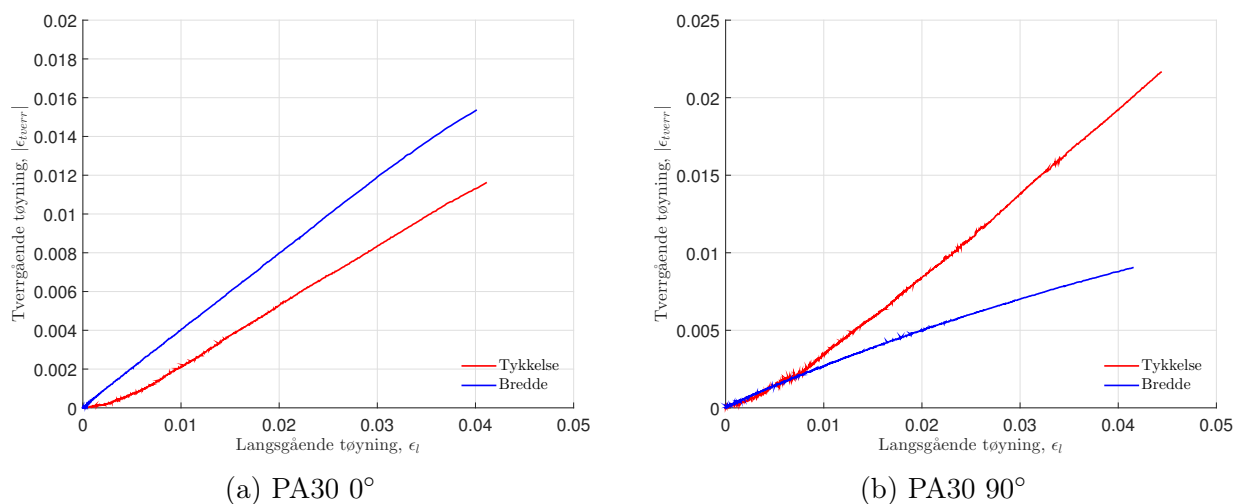
Materialdata fra representative kurver								
Material	E [MPa]	ν_{xy}	ν_{xz}	σ_y [MPa]	ε_y	σ_f [MPa]	ε_f	σ_{TS} [MPa]
PA30 - 0°	7230	0.40	0.31	90.2	0.0125	139.4	0.0411	143.1
PA30 - 45°	5136	-	-	66.7	0.0133	102.6	0.0683	106.4
PA30 - 90°	5283	0.21	0.53	68.6	0.0130	106.6	0.0444	107.1

Tabell 3.4: Materialdata for PA30 fra de eksperimentelle forsøkene

enda tydeligere at materialet er anisotropt. For en orientering på 0° har materialet ha en mye større E-modul, flytespenning og strekkfasthet, enn 45° og 90°. Man ser også at duktiliteten er omtrent den samme for 0° og 90°, mens for 45° er bruddtøyningen en del større. Her er det valgt den med lavest duktilitet av de tre repetisjonene av 45°, grunnet den ligger midt mellom i strekkfasthet. Allikevel er bruddtøyningen omtrent 70% større.

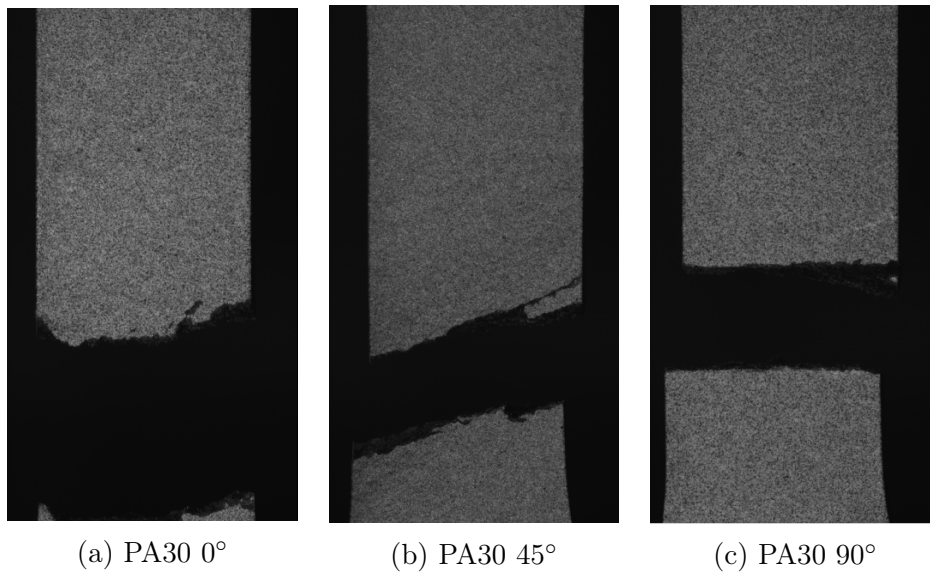
E-modulen til den representative kurven for 0° orientering er målt til å være 7230 MPa, som er omtrent 40 % større enn for 45° og 90°.

Forholdet mellom langsgående og tverrgående tøyning for PA30 fra bredden og tykkelsen er vist i figur 3.23. Her er det litt forskjell i stigningstallet for de to kurvene fra PA30 0°, se 3.23a. Etersom tverrgående tøyning er litt større fra bredden enn tykkelsen, betyr det at det oppstår større tøyninger over bredden enn over tykkelsen.



Figur 3.23: Forholdet mellom langsgående og tverrgående tøyning for PA30, med tøyningsmål hentet fra bredden og tykkelsen

Bruddet til de ulike materialene er rimelig lik som for PA15. Fra bildene, se figur 3.24 ser man at det er sprøtt brudd, ettersom det ikke er noe innsnevring i materialet som for ren PA. Også for PA30 får noen av prøvestykkene med en orientering på 45°, et brudd med en retning mellom lastretning og tverrretning. Bruddet for PA30 90°, figur 3.24c, har et renere brudd. Dette kan være fordi en større andel av fibre ligger i denne retningen. For PA30 0°, figur 3.24a, ligger sannsynligvis en større andel av fibre i lastretning.



Figur 3.24: Bruddet til de tre ulike orienteringene for PA30

3.4.4 Sammenligning og diskusjon

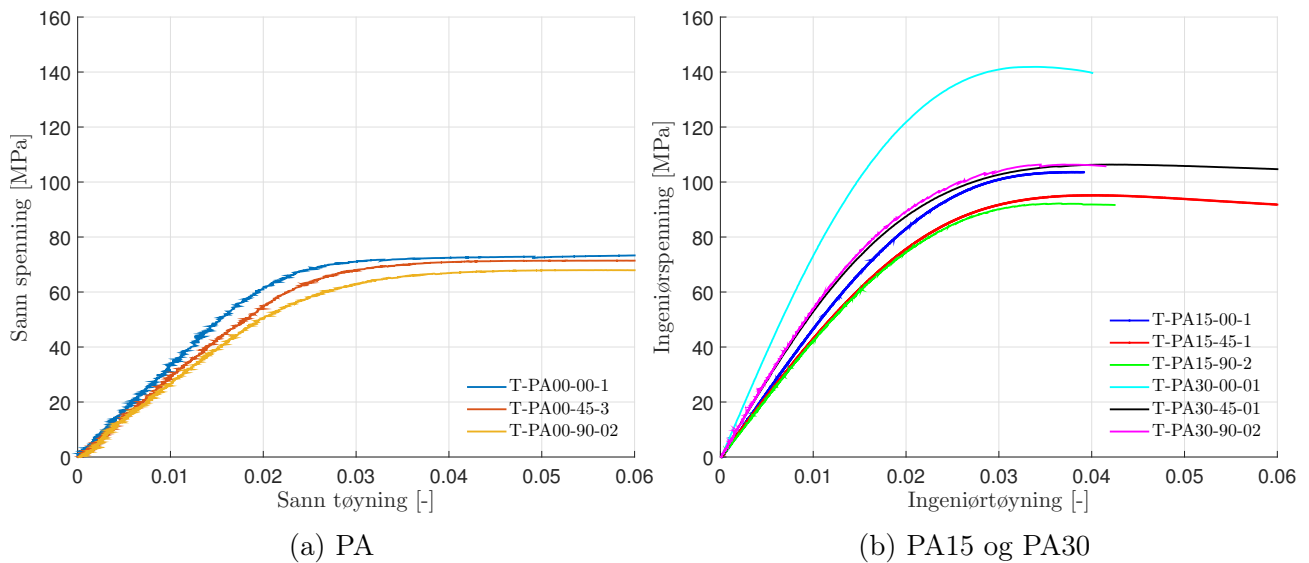
Fra de eksperimentelle resultatene, er det valgt ut en representativ test fra hver orientering fra hvert materialet. Her er det blitt lagt mest vekt på spenning-tøyningskurven fram til største spenning, og ikke like mye duktilitet. Dette gjør at den representative kurven fra PA30 0°, har en større verdi for bruddtøyning enn hva PA15 0° har. Ved å ta gjennomsnitt av bruddtøyningen til de to materialene i den orienteringen, vil dette ikke være tilfelle. Dette er altså en svakhet med den metoden som er brukt til å finne de representative kurvene. En oversikt over hvilke representative kurver som er valgt er vist i tabell 3.5. For å sammenligne resultatene fra den numeriske modellen, vil kun de representative kurvene bli brukt.

I figur 3.25 er det blitt gjort en sammenligning av de representative kurvene for de tre ulike materialene. I figur 3.25a er sann spenning-tøyning til ren PA vist, og figur 3.25b viser ingeniørspenning-tøyningskurvene til de representative kurvene fra PA15 og PA30.

Fra figur 3.25 er det tydelig at PA30 ved orientering på 0° skiller seg ut fra de andre kurvene. Både E-modulen og strekkfastheten er mye større for denne kurven. I tabell 3.6 er det en oversikt over materialdata som er funnet fra databehandling av de eksperimentelle forsøkene for de representative kurvene. E-modulen til PA30 for orientering på 0° er 59 % større enn for PA15 for samme orientering, og 131 % større enn for PA. Dette betyr at fibre påvirker

Representative kurver			
Orientering	PA	PA15	PA30
0°	T-PA00-00-1	T-PA15-00-1	T-PA30-00-1
45°	T-PA00-45-2	T-PA15-45-1	T-PA30-45-1
90°	T-PA00-90-2	T-PA15-90-2	T-PA30-90-2

Tabell 3.5: Representative kurver fra materialtestene



Figur 3.25: Sammenligning av spenning-tøyningskurvene for PA, PA15 og PA30

stivheten til materialet i stor grad. I figur 3.26 er E-modulen fra de representative kurvene plottet for ulike orienteringer. Her ser man at det er en betydeligere større økning i E-modul fra PA15 til PA30 for orientering på 0° , enn det er fra PA til PA15 for samme orientering. Forskjellen mellom E-modulen til PA15 og PA for orientering på 0° er omtrent 1400 MPa som tilsvarer en forskjell på 45%, mellom PA30 og PA15 er forskjellen i E-modul omtrent 2700 MPa.

Fra figur 3.26, ser man at det er omtrent like stor endring i E-modulen til PA og PA15 for ulike orienteringer. Ren PA er antatt til å være et isotropisk materiale, men det kan tyde på at dette er en feil antakelse. Fra tabell 3.6 ser man at Poissons tall for PA og PA15 er omtrent de samme, mens PA30 har andre verdier. Dette kan tyde på at ved en høyere fiberandel, vil en endring av fiberandelen ha en større påvirkning av materialoppførselen.

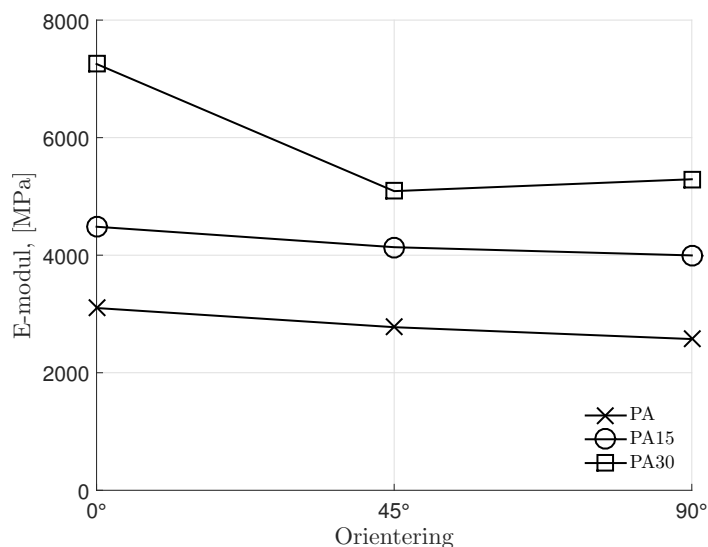
E-modulen til en orientering på 45° og 90° , er tilnærmet lik for hver av de tre materialene PA, PA15 og PA30. Fra figur 3.26 kan man også se at det er omtrent samme forskjell i E-modul mellom de ulike materialene for både 45° og 90° orientering. Forskjellen i fiberandelen fra PA15 til PA30, påvirker E-modulen i 0° i større grad enn 45° og 90° .

Flytespenningen, σ_y , og tilhørende tøyning, ε_y , ble funnet på forskjellige måter for ren PA og fiberarmert PA. Dette gjør at flytespenningen for ren PA er litt høy i forhold til fiberarmert PA, og verdiene kan ikke sammenlignes direkte. For fiberarmert PA ble flytespenningen og tilhørende tøyning funnet ved kryssningspunktet mellom en lineær kurve, med stigningstall lik E-modulen til materialet, som starter med en tøyning på 0.03%. For PA 15 er flytespenningen omtrent den samme for de ulike orienteringene, men litt større for orientering på 0° . Det er større forskjeller for PA30, der 0° har en mye større flytespenning. Forskjellen i flytespenningen til PA15 og PA30 i 0° er på omtrent 45%.

For noen av noen av testene med samme material og orientering, er det stor forskjell i duktilitet. Av de fiberarmerte polymerene forekommer dette spesielt for PA15 med orientering på 45° . Her

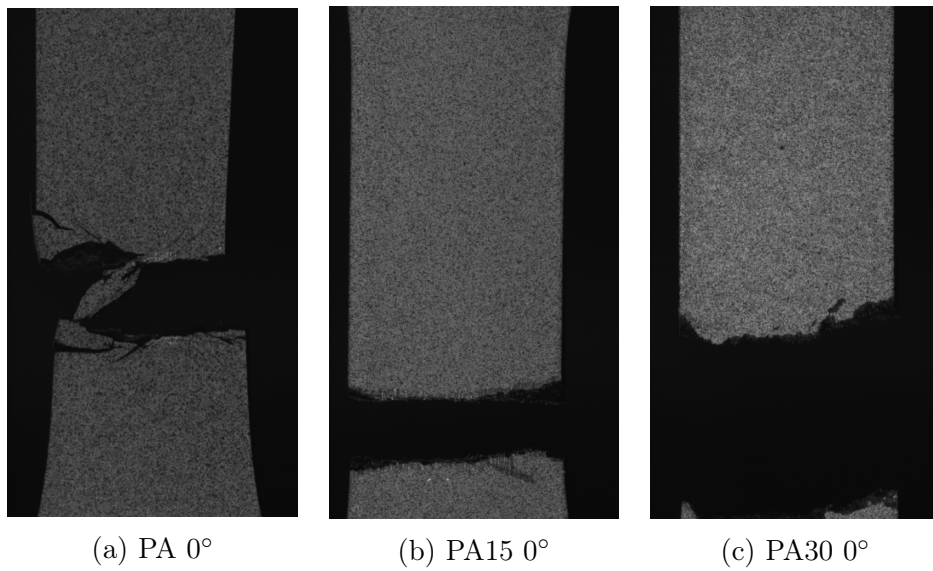
Materialdata fra representative kurver								
Material	E [MPa]	ν_{xy}	ν_{xz}	σ_y [MPa]	ε_y	σ_f [MPa]	ε_f	σ_{TS} [MPa]
PA - 0°	3129	0.37	0.39	70.7	0.0456	104.7	0.463	-
PA - 45°	2761	-	-	69.9	0.0456	127.0	0.720	-
PA - 90°	2519	0.30	0.45	65.6	0.0480	156.4	0.963	-
PA15 - 0°	4545	0.40	0.39	62.4	0.0138	103.6	0.0392	103.6
PA15 - 45°	4169	-	-	60.5	0.0148	85.0	0.0850	95.2
PA15 - 90°	4000	0.32	0.44	55.5	0.0136	91.7	0.0424	92.2
PA30 - 0°	7230	0.40	0.31	90.2	0.0125	139.4	0.0411	143.1
PA30 - 45°	5136	-	-	66.7	0.0133	102.6	0.0683	106.4
PA30 - 90°	5283	0.21	0.53	68.6	0.0130	106.6	0.0444	107.1

Tabell 3.6: Materialdata fra representative kurver for PA, PA15 og PA30



Figur 3.26: Grafisk fremstilling av E-modulen til de forskjellige materialene ved forskjellig orienteringer

er det en forskjell i bruddtøyning på 100%, mellom repetisjon 2 og 3. Hva som gjør at det er så stor forskjell er vanskelig å si. En mulighet er hvilken mekanisme som gjør at det blir brudd. I avsnitt 2.15 er det nevnt ulike mekanismer som kan forekomme ved brudd av fiberarmerte polymerer. Ved å se på bruddet til de to fiberarmerte prøvestykkene, se figur 3.27, er det ikke noen tydelig forskjell på bruddet som er mulig å se med øyet. Begge bruddene skjer på tverrs av kraftretning.



Figur 3.27: Representative bilder av bruddet til de tre materialene PA, PA15 og PA30 for orientering på 0°

4 Numerisk materialmodell

4.1 Introduksjon

Ved å lage en numerisk modell i FEA-programmet Abaqus, kan man bruke denne til å kalibrere materialparameterene til materialmodellen for sprø materialer. Den numeriske modellen vil bli brukt som et utgangspunkt for testing av materialparametere som er bestemt fra eksperimentelle data, og til å kalibrere parametere som ikke er bestemt ut fra eksperimentelle data. Etersom materialmodellen er kun gjeldende for sprø materialer, vil den numeriske modellen kun bli brukt til å kalibrere materialparameterene til PA15 og PA30.

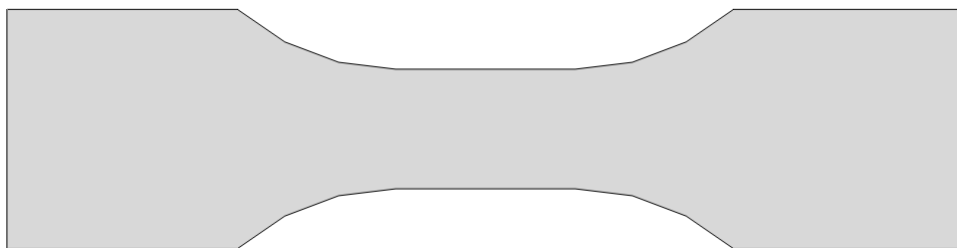
For å finne nøyaktige resultater fra et parameterstudie, er det viktig å lage den numeriske modellen så lik det eksperimentelle prøvestykket som mulig. I dette kapitlet vil oppsettet av den numeriske modellen bli beskrevet, og en numerisk modell med direkte kalibrerte skadeparametere fra eksperimentelle forsøk vil bli brukt som et utgangspunkt for et parameterstudie for å kalibrere skjærmodulen og skadeparametere. Resultatene fra den optimaliserte kalibrerte modellen vil så bli presentert og sammenlignet med eksperimentelle forsøk. Kalibreringen vil bli utført for materialdata med orientering på 0° , og det vil til slutt bli sjekket hvordan resultatene stemmer for orientering på 45° og 90° .

4.2 Numerisk modell av materialtest

I dette delkapitlet vil oppsettet til den numeriske modellen bli beskrevet. Dette oppsettet er brukt for alle de numeriske simuleringene, der annet ikke er beskrevet.

4.2.1 Modellering

Modellen ble laget ved å bruke deformerbar 3D solid. De nominelle dimensjonene av prøvestykket ble brukt til å modellere prøvestykket, se figur 3.2 i delkapittel 3.2. Under det eksperimentelle forsøket ble det brukt mekaniske gripere som holdt et område av endene fast innspent. For å kompensere for dette, ble lengden kortet ned med 10 mm i endene. Den totale lengden på prøvestykket ble da 80 mm. Det modellerte prøvestykket vises i figur 4.1.



Figur 4.1: Modellert prøvestykke i Abaqus

4.2.2 Material

I SIMLab sin modell for sprø materialer er det ulike parametere, se tabell 4.1, som definerer oppførselen til materialet. Noen av parameterene ble bestemt direkte fra resultatene fra materialtestene. De resterende parameterene ble først kalibrert fra resultatene fra materialtestene, for så bli optimalisert fra numeriske modeller. I dette avsnittet blir valg av massetettheten, E-modulene og Poissons tall beskrevet.

Materialparametere	
Elastiske materialparametere	
Massetetthet	ρ
E-modul	E_{11}, E_{22}, E_{33}
Poissons tall	$\nu_{12}, \nu_{31}, \nu_{23}$
Skjærmodul	G_{12}, G_{31}, G_{23}
Skadeparametere	
Modellkonstanter	a_f, E_0
Bruddenergi	G_f
Skadeparametere	$\kappa_{0mean}, \kappa_{0min}, \kappa_{0max}, \kappa_{0std}$

Tabell 4.1: Oversikt over materialparametere til den numeriske modellen

Massetettheten til materialet ble hentet direkte fra leverandørens materialdataene og ble satt til 1360 kg/m^3 for PA30 og 1230 kg/m^3 for PA15 [21] [22]. Ved en dynamisk eksplisitt analyse, som er gjort her, vil massetettheten påvirke det kritiske tidsskrittet [15].

Ved å anta at materialet er ortotropisk, vil det være tre uavhengige E-moduler: E_{11} , E_{22} og E_{33} . I tabell A.2 i vedlegg A.2, er det en oversikt over E-modulen funnet fra de eksperimentelle forsøkene. Fra tester i orientering 0° og 90° , har man mål for henholdsvis E_{11} og E_{22} . På grunn av variasjon av verdiene til E-modulen for de tre repetisjonene, ble det valgt å bruke gjennomsnittet i den numeriske modellen. Det ble ikke gjort strekktester ut av xy-planet, og man har dermed ingen verdi for E_{33} fra materialtestene. På grunn av kompliserte fiberorienteringsfordelinger under støpeprosessen, se avsnitt 2.1.3, ble det antatt at $E_{33} = E_{22}$. De bruke verdiene til E-modulen i den numeriske modellen for PA15 og PA30, er vist i tabell 4.2.

Et ortotropisk materiale har tre uavhengige mål for Poissons tall: ν_{12} , ν_{23} og ν_{31} . Fra materialtestene med orientering på 0° ble verdiene for ν_{12} og ν_{13} funnet, og fra 90° ble ν_{21} og ν_{23} funnet. På grunn av symmetri i fleksibilitetsmatrisen, kan man ved bruk av formel 2.23 i avsnitt 2.2.7, regne ut ν_{31} , som er det eneste tverrkontraksjonstallet som ikke ble funnet direkte fra tøyningmålene. Poissons tall ble hentet fra de representative kurvene for de ulike orienteringene og kan finnes i tabell A.3 i vedlegg A.2.

Fra formel 2.23 har man en sammenheng mellom ν_{ij} og ν_{ji} , og fra materialtestene har man mål for både ν_{12} og ν_{21} . Dette gjør at man kan dobbeltsjekke resultatene. Ved å ta utgangspunkt i ν_{12} , fra den representative kurvene for PA30, og regner ut ν_{21} , får man $\nu_{21} = 0.29$. Dette er et relativt stort avvik fra verdien for ν_{21} direkte fra materialtesten, som er på 0.21. Ved å gjøre

den samme sjekken for PA15 får man fra ν_{12} at $\nu_{21} = 0.36$, der eksperimentell verdi for ν_{21} er 0.32. Avviket er også stort her, men ikke like stort.

Grunnen til avviket kan skyldes flere faktorer. Den første er formel 2.23 er kun gyldig for ortotropiske materialer. Det er blitt antatt at PA15 og PA30 er ortotropisk, men dette kan være en feil antagelse. Det er allikevel en tilnærming som må gjøres for å bruke SBMM. Andre grunner til avviket er feil i målinger for E-modulen og Poissons tall. Begge parameterene ble tatt fra et intervall av den normaliserte spenningen. Avviket i de to verdiene av ν_{12} , gjør det vanskelig å velge hvilken av verdiene som er korrekt å bruke som materialparameter. Det er kun ν_{12} som er mulig å teste gjennom formel 2.23, men det betyr ikke at de andre tallene for Poissons tall er korrekt. På grunn av glipp av prøvestykket under materialtest av PA30 for orientering på 90° , som nevnt i avsnitt 3.4.3, ble verdien ν_{12} fra 0° orientering brukt i modellen. De ulike verdiene av Poissons tall som ble brukt i den numeriske modellen, finnes i tabell 4.2.

Materialparametere		
	PA15	PA30
ρ	1230 kg/m^3	1360 kg/m^3
E_{11}	4484 MPa	7253 MPa
E_{22}	3996 MPa	5292 MPa
E_{33}	3996 MPa	5292 MPa
ν_{12}	0.4	0.4
ν_{31}	0.46	0.53
ν_{23}	0.34	0.23

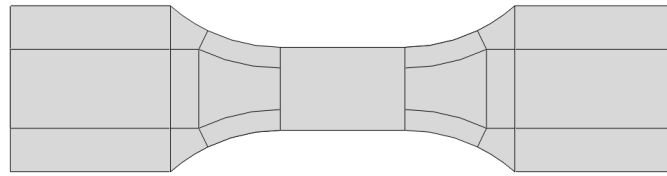
Tabell 4.2: Massetetthet, E-modul og Poissons tall til numerisk modell

4.2.3 Materialorientering

På grunn av materialets ortotropiske oppførsel, er materialeegenskapene retningsavhengig. Den numeriske modellen må derfor ha en materialorientering, for å definere materialeegenskapene i ulike retninger. Det ble laget et koordinatsystem som materialdataene følger, der z-aksen er ut av planet til modellen. En rotasjon av koordinatsystemet på 0° , 45° og 90° , om z-aksen, vil tilsvare materialtestene med orientering på 0° , 45° og 90° i forhold til smeltestrømrretningen.

4.2.4 Elementnett

Ved hjelp av partisjonering ble det brukt ulike elementstørrelser for ulike områder av prøvestykket. Det ble valgt å partisjonere ut det reduserte området, som er det interessante området i forhold til sammenligning med de eksperimentelle forsøkene. På grunn av spenning- og tøyingskonsentrasjoner langs kanten ved krumningen, ble området partisjonert ut for å bruke små element i dette området. For å få et elementnett som består av mest mulig kubiske element, ble den endelige partisjoneringen seende ut som i figur 4.2.

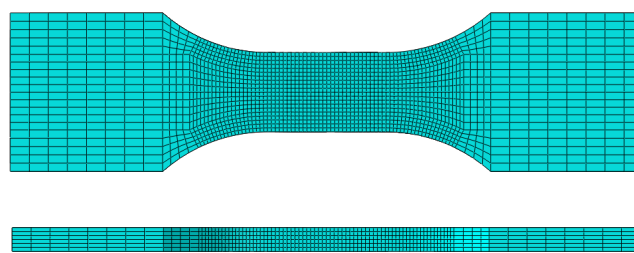


Figur 4.2: Partisjonering av det modellerte prøvestykket

Det er flere faktorer som spiller inn ved valg av elementstørrelse. For å sammenligne resultatene fra den numeriske modellen, med resultatene fra materialtesten, er det ønskelig å ha tilsvarende elementstørrelse i det reduserte området i den numeriske modellen som elementstørrelsen brukt i eCorr. I eCorr ble det brukt omtrent $29 \text{ mm} \cdot 29 \text{ mm}$. En annen faktor som spiller inn på elementstørrelsen er databeregningstiden. Med flere elementer blir analysetiden lengre og det er dermed ønskelig at antall element er minst mulig. Som en middelvei, ble det valgt å bruke kubiske element med elementlengde på 0.5 mm i det reduserte området i den numeriske modellen.

På grunn av spenning- og tøyingskonsentrasjoner i kanten av krumningen, ble det brukt små elementer i dette området. For resten av modellen ble elementstørrelsen valgt ut fra geometri og størrelser som fører til et elementnett med flest mulig kubiske element. Lengden på sidene av elementene varierer fra 0.5 mm til 2.5 mm . Det er viktig at det ikke finnes ett eller noen få element som har kort lengde, da det kritiske tidsskrittet som avhenger av lengden til det minste elementet [15].

Det er brukt strukturerte element til å lage elementnett. Elementtypen som er brukt er C3D8R, som er ett 3D-element med åtte noder og redusert integrasjon med timeglasskontroll [23]. Elementnettet som ble brukt i den numeriske modellen av materialtesten er vist i figur 4.3.



Figur 4.3: Elementnett til prøvestykket over bredden og tykkelsen

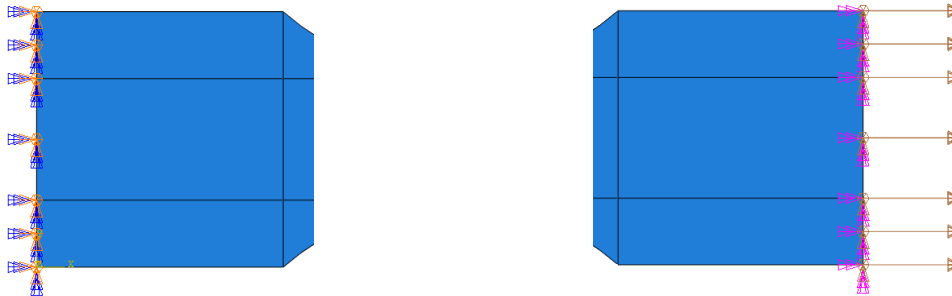
4.2.5 Steg

For å kunne kjøre analysen så billig som mulig med tanke på databeregninger, ble det brukt en eksplisitt metode. Her må man passe på at analysen blir betingelsesløst stabilt, det vil si at tidsskrittet er lavere enn det kritiske tidsskrittet. En eksplisitt løsningsmetode produserer mye data, og det er derfor ønskelig å kjøre over en kort tidsperiode. Analysen ble tidsskalert ved å sette opp hastigheten og kjøre over en tidsperiode på 0.05 sekund . Så lenge det ikke oppstår

dynamiske effekter, vil ikke dette påvirke resultatene. Eventuelle dynamiske effekter ble sjekket ved å kjøre den numeriske modellen med et isotropisk materiale, der E-modulen ble satt til 10 000 MPa. Resultatene viste at de dynamiske effektene var neglisjerbar fram til en forskyvning på omtrent 5 mm. Etersom dette var en konservativ test, og det oppstod brudd for både PA15 og PA30 ved en lavere forskyvning i eksperimentet, ble det antatt at de dynamiske effektene var neglisjerbare.

4.2.6 Grense- og lastbetingelser

For å kunne påføre den samme innfestningen og lastpåførselen i den numeriske modellen som under det eksperimentelle forsøket, ble det satt på grensebetingelser og last. Under det eksperimentelle forsøket ble den ene enden av prøvestykket holdt fast mot all bevegelse i alle retninger. I den numeriske modellen ble det derfor satt på grensebetingelser som hindret forskyvning og rotasjon i den ene enden av prøvestykket, se figur 4.4a. I den andre enden ble prøvestykket i det eksperimentelle forsøket påført en forskyvningshastighet på 0.9 mm/min i lengderetning til prøvestykket, og ingen bevegelse i andre retninger. På grunn av tidsskaleringen, er den totale tidsperioden i den numeriske modellen satt til 0.05 sekund, se avsnitt 4.2.6. For at det skal oppstå brudd i den numeriske modellen, bør den totale forskyvningen av prøvestykket være 5 mm. Den numeriske modellen ble derfor påført en hastighet på 100 mm/s, som vil gi en total forskyvning på 5 mm i løpet av tidsperioden på 0.05 sekund. Det ble også satt på en betingelse på ingen bevegelse i de andre retningene, se figur 4.4b.



(a) Grensebetingelse i ene enden av prøvestykket (b) Påført last i andre enden av prøvestykket

Figur 4.4: Grensebetingelser og påført last

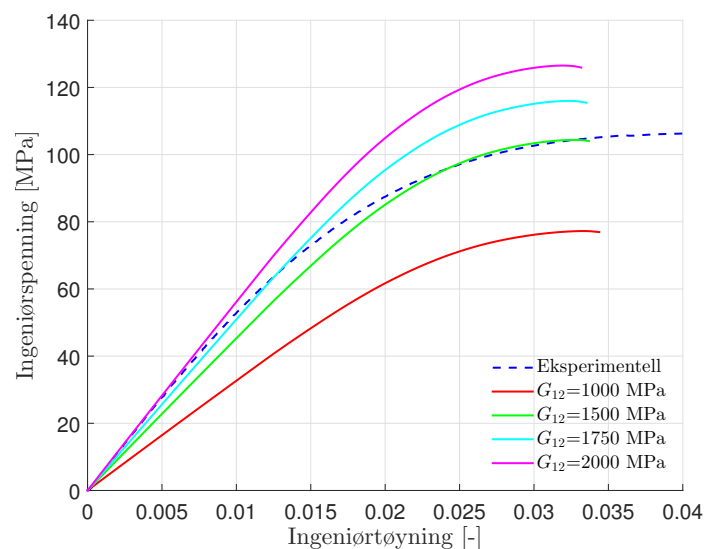
4.2.7 Valg av data

For å kunne sammenligne spenning-tøyningskurvene fra de eksperimentelle forsøkene med den numeriske modellen, er det nødvendig å hente ut kraft og forskyvning fra den numeriske modellen på samme måte som de ble hentet ut fra de eksperimentelle forsøkene. Kraften ble i de eksperimentelle forsøkene hentet direkte fra strekkmaskinen. I den numeriske modellen vil det tilsvare å ta en sum av reaksjonskreftene i langsgående retning, fra hver node i den fast innsente enden.

I de eksperimentelle forsøkene ble den langsgående forskyvningen hentet ut fra flere vektorer over bredden, som hadde en lengde på 12 mm. Et gjennomsnitt ble tatt av forskyvningene til vektorene, for å få et mer robust mål av forskyvningen. Den numeriske modellen i Abaqus er en ideell modell, og de samme avvikene vil ikke oppstå som for de eksperimentelle forsøkene. Det ble derfor valgt å bruke kun én vektor. Ved å finne forskyvningene mellom to noder som står 12 mm fra hverandre, vil være et tilsvarende mål som for vektorene brukt i eCorr. Fra forskyvningsmålet ble tøyningen funnet ved bruk av formel 2.3.

4.3 Kalibrering av skjærmodul

Som nevnt i avsnitt 4.2.2, finnes det ingen metode å finne skjærmodulen til materialet ut fra de eksperimentelle testene som har blitt utført. For et ortotropisk materialet er det tre skjærmoduler som må bestemmes: G_{12} , G_{31} og G_{23} . Ved å kjøre modellen i Abaqus med en materialorientering på 45° , kan man finne en tilnærmet verdi for G_{12} . Stivheten til materialet i det elastiske området er bestemt av E_{11} , E_{22} og G_{12} , der E_{11} og E_{22} er allerede er bestemt fra materialtestene med henholdsvis orientering på 0° og 90° . Dermed kan man finne en tilnærming av G_{12} ved å kjøre simuleringer av den numeriske modellen med materialorientering på 45° . Ved å sammenligne spenning-tøyningskurvene fra Abaqus med en representativ kurve for 45° for samme fiberandel fra eksperimentet, ble en tilnærmet verdi for G_{12} funnet. Sammenligningen av spenning-tøyningskurvene for PA30 ved ulike verdier av G_{12} er vist i figur 4.5.



Figur 4.5: Respons for ulike verdier av skjærmodul G_{12} for PA30, 45° materialorientering

Figuren viser at skjærmodulen G_{12} for PA15 ligger mellom 1500 MPa og 1750 MPa og for PA30 ligger den mellom 1750 MPa og 2000 MPa. Ut fra parameterstudiet ble G_{12} for PA15 satt til 1600 MPa, og for PA30 lik 1900 MPa.

Ut fra de testene som har blitt gjort at materialet, finnes det ikke noen måte å bestemme de to siste skjærmodulene, G_{31} og G_{23} . Ved å bruke den samme antagelsen som ble gjort ved å sette

$E_{22} = E_{33}$ i avsnitt 4.1, ble det valgt å sette $G_{31} = G_{12}$.

Ettersom G_{23} er avhengig av fiber som ligger både transvers og ut av xy-planet, vil det sannsynligvis være mindre fiber som ligger i denne retningen enn det er transvers eller ut av xy-planet. Dette gjør at det blir antatt en lavere verdi for G_{23} enn for de to andre skjærmodulene. Dermed ble de antatt at for PA15 er $G_{23} = 1400\text{MPa}$ og for PA30 er $G_{23} = 1700\text{MPa}$. Dette er bare en antagelse. Ut fra de numeriske testene som vil bli gjort i denne oppgaven, som er ren strekk, så vil ikke G_{31} og G_{23} påvirke resultatene.

4.4 Direkte kalibrert materialmodell

I dette delkapittelet vil det bli gjort en direkte kalibrering av skadeparameterene ut fra de eksperimentelle forsøkene. Ved å bruke disse parameterene, samt de elastiske materialparameterene funnet fra eksperimentelle data, vil en numerisk modell bli laget. Denne modellen vil være utgangspunkt i parameterstudie av skadeparameterene.

4.4.1 Direkte kalibrering av skadeparametere

I tabell 4.1 i avsnitt 2.2.2, er det listet opp de ulike skadeparameterene som materialmodell SBMM trenger. I dette avsnittet vil bli gjort et estimat av skadeparameterene ut fra eksperimentelle data.

E_0 er en konstant som tilsvarer stivheten til hvert element ved belastning, og brukes til å bestemme verdien κ_1 til hvert element. Slik SBMM er programmert, skal E_0 settes lik en modulus som karakteriserer stivheten til den elastiske modellen, se avsnitt 2.3.1. I dette tilfelle settes E_0 lik E-modulen i referanseretningen, som vil si at $E_0 = E_{11}$.

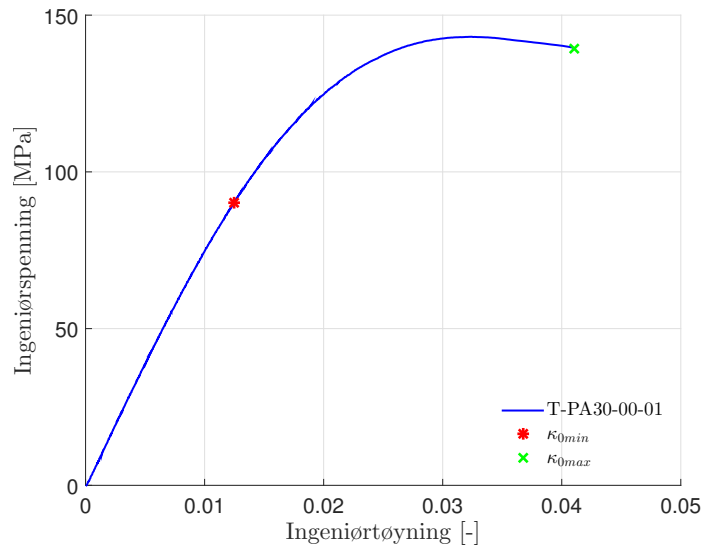
Modelkonstanten a_f brukes til å beregne den ekvivalente deformasjonen $\bar{\epsilon}_D$. For en monoton én-akset strekkprøve, vil langsgående tøyning, ϵ , være lik $\bar{\epsilon}_D$. Dette gjør at a_f ikke påvirker resultatet. Det er derfor valgt å sette denne parameteren til 2, som er et logisk valg.

Bruddenergien G_f er energitapet, per areal, til et element ved brudd, og er en annen parameter som inngår i skadekriteriet. G_f inngår i formelen for κ_1 , og ved en økning av G_f øker κ_1 . Det er ikke mulig å finne et estimat for bruddenergien fra eksperimentelle data, men er foreløpig antatt til å være 15 N/mm for både PA15 og PA30.

For hvilken verdi av κ det skal begynne å oppstå skade i et element, er bestemt av den tilfeldige variabelen κ_0 . Det er valgt at κ_0 skal følge en normalfordeling, og den tilfeldige variabelen blir dermed bestemt av de fire parameterene; κ_{0min} , κ_{0max} , κ_{0mean} og κ_{0std} .

Som nevnt tidligere, vil den langsgående tøyningen være lik κ , for en monoton, én-akset strekkprøve. Ved å finne for hvilken tøyningen ingeniørspenning-tøyningskurven begynner å gå fra

lineær elastisk, til å krumme, vil dette være et estimat for κ_{0min} . En lineær kurve med en startverdi på 0.1% tøyning, og stigningstall lik E-modulen, ble brukt. κ_{0min} ble satt til å være lik tøyningen i kryssningspunktet mellom ingeniørspenning-tøyningskurven og den lineære kurven. κ_{0max} ble satt til å være lik bruddtøyningen. I figur 4.6 ser man hvor på ingeniørspenning-tøyningskurven κ_{0min} og κ_{0max} ligger for en representativ kurve av PA30. For PA15 parametrene estimert til $\kappa_{0min} = 0.0144$ og $\kappa_{0max} = 0.0392$ og for PA30 estimert til $\kappa_{0min} = 0.0125$ og $\kappa_{0max} = 0.0411$.



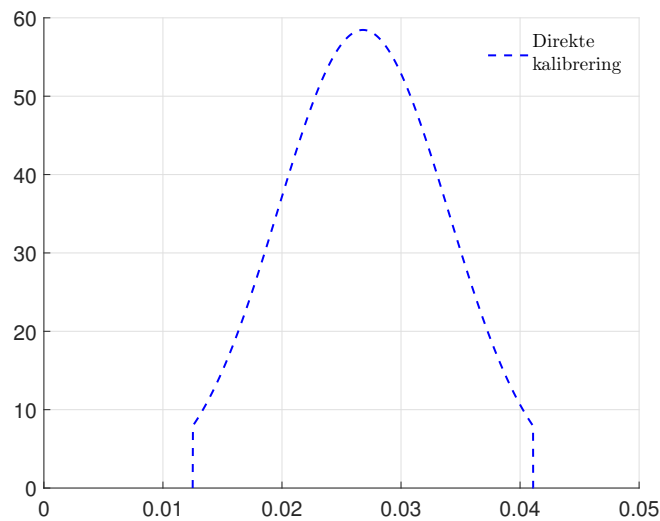
Figur 4.6: Ingeniørspenning-tøyning for PA30 ved 0° orientering der κ_{0min} og κ_{0max} er markert.

Ved å bruke normalfordeling vil middelverdien være den verdien som forekommer oftest, og så lenge normalfordeling ikke er trunkert vil det være statistisk sett like mange verdier som er høyere og lavere. Fra eksperimentelle forsøk, er det ikke mulig å finne en eksakt verdi for forventningsverdien til κ_0 , men et naturlig startestimat er et gjennomsnitt av κ_{0min} og κ_{0max} . I dette tilfelle blir det samme estimat av κ_{0mean} for PA15 og PA30, der $\kappa_{0mean} = 0.0268$.

For å definere en normalfordeling, er det nødvendig å vite standardavviket. Det er rimelig å anta at de fleste verdier for κ_0 vil ligge mellom κ_{0min} og κ_{0max} . Av dette grunnlag er det valgt, som startestimat, at det vil være to standardavvik mellom κ_{0mean} og κ_{0min} , og mellom κ_{0mean} og κ_{0max} . Det betyr at 95.45% av verdiene for κ_0 vil statistisk sett ligge i dette intervallet. For PA15 gir dette et estimat på $\kappa_{0std} = 0.0062$ og for PA30 er estimatet $\kappa_{0std} = 0.00715$.

For å få en oversikt over normalfordelingen til den tilfeldige variabelen κ_0 , er sannsynlighetstettheten til κ_0 for PA30 vist i figur 4.7.

Slik SIMLab sin skademodell for sprø materialer er programmert, vil den samme fordelingen av κ_0 bli brukt så lenge det samme elementnettet i den numeriske modellen blir brukt. Dette gjør at det er mulig å sammenligne en endring av parametere, så lenge det ikke endrer elementnettet. Hvis fordelingen av κ_0 endret seg for hver simulering, vil det være vanskelig å se om det er endring av en parameter som påvirker resultatet, eller om det kun er fordelingen av κ_0 som påvirker resultatet.



Figur 4.7: Sannsynlighetstettheten til κ_0 fra estimerte verdier for PA30

4.4.2 Materialdata

Fra de eksperimentelle forsøkene har nå materialdataene blitt estimert. Ut fra resultatene den numeriske modellen gir, vil det bli gjort et parameterstudie av skadeparameterene. En oversikt over de ulike materialparameterene som blir brukt i den numeriske modellen vises i tabell 4.3.

4.4.3 Resultat

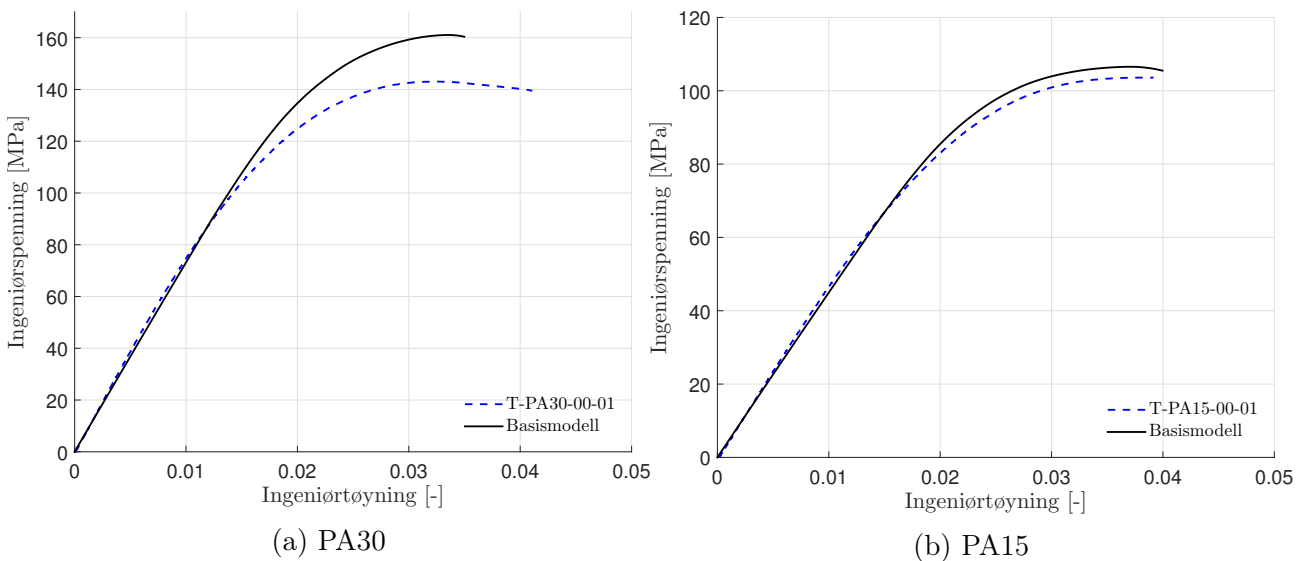
Den numeriske modellen vil bli sammenlignet med de representative kurvene for en orientering på 0° . Det er også fra denne orienteringen skadeparameterene har blitt estimert. Sammenligningen mellom det eksperimentelle forsøket og den numeriske modellen for PA15 og PA30 er vist i figur 4.8.

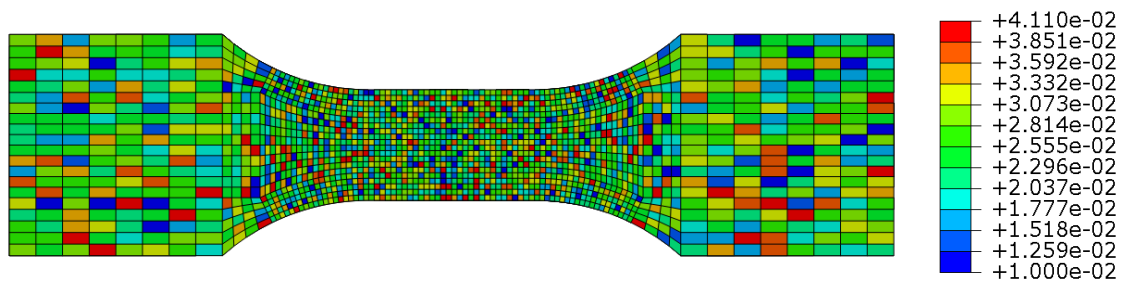
I det elastiske området ser man at kurvene fra materialtesten og den numeriske modellen følger hverandre tilfredsstillende. Dette betyr at E-modulen som er brukt, ser ut til å korrekte. Selv om det kun har blitt gjort et estimat av skadeparameterene fra eksperimentelle data, ser man at for PA15 stemmer kurvene godt overens. For PA30 stemmer ikke resultatene like godt overens. Den numeriske modellen har en sprøere oppførsel og har mye høyere strekkfasthet. En mulig grunn til dette, er valget av representativ kurve for PA15 og PA30 med orientering på 0° . For PA15 ble materialtest med lavest bruddtøyning valgt, mens for PA30 ble den mest høy verdi av bruddtøyning valgt. I den direkte kalibreringen av skadeparameterene, er κ_{0max} satt lik bruddtøyningen og κ_{0max} er brukt til å finne forventningsverdien κ_{0mean} og standardavviket κ_{0std} . Det vil si at sannsynlighetstettheten til κ_0 er veldig sensitiv til valg av bruddtøyning, ved metodene brukt i direkte kalibrering av skadeparameterene i avsnitt 4.4.1.

Fra Abaqus kan man se hvordan bruddparameteren κ_0 er fordelt over prøvestykket, se figur 4.9. Fordelingen av κ_0 , figur 4.9, viser at det er en stor andel av verdiene som ligger rundt middelverdien, κ_{0mean} , men noen element som har en κ_0 rundt κ_{0min} og κ_{0max} .

Materialparametere		
	PA15	PA30
ρ	1230 kg/m^3	1360 kg/m^3
E_{11}	4484 MPa	7253 MPa
E_{22}	3996 MPa	5292 MPa
E_{33}	3996 MPa	5292 MPa
ν_{12}	0.4	0.4
ν_{31}	0.46	0.53
ν_{23}	0.34	0.23
G_{12}	1600 MPa	1900 MPa
G_{31}	1600 MPa	1900 MPa
G_{23}	1400 MPa	1700 MPa
E_0	4484 MPa	7253 MPa
a_f	2	2
G_f	15 N/mm	15 N/mm
κ_{0mean}	0.0268	0.0268
κ_{0min}	0.0144	0.0125
κ_{0max}	0.0392	0.0411
κ_{0std}	0.0062	0.00715

Tabell 4.3: Oversikt over foreløpige verdier av materialparameterene til numerisk modell

Figur 4.8: Sammenligning av direkte kalibrert modell og en representativ kurve fra eksperiment for 0° orientering



Figur 4.9: Fordeling av skadeparameteren κ_0 til den numeriske modellen

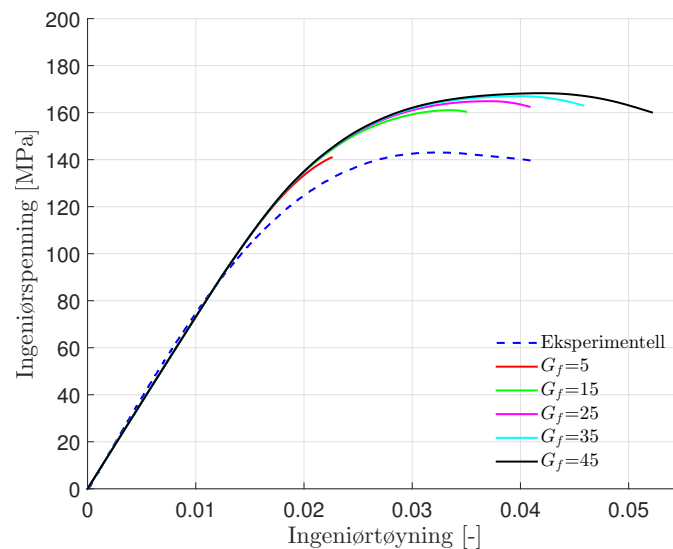
4.5 Parameterstudie av skadeparametere

Ut fra den numeriske modellen med direkte kalibrert materialmodell, vil det bli gjort et parameterstudie av ulike skadeparametere. Prosedyren går ut på at det alltid er kun én parameter som endres, slik at responsen av endringen vises i spenning-tøyningskurven. Parameterstudie vil bli utført for både PA15 og PA30, men det er kun PA30 som vil bli presentert. Dette er fordi det er en endring av parameter har samme effekt på PA15 som PA30, og dermed vil resultatene og diskusjonen være den samme. Ut fra parameterstudie vil det i delkapittel 4.6 bli gjort en numerisk kalibrering av skadeparametere.

Parameterene det vil blir gjort et parameterstudie på er G_f og de fire parameterene som bestemmer sannsynlighetstettheten av κ_{00} ; κ_{0mean} , κ_{0min} , κ_{0max} og κ_{0std} .

4.5.1 Bruddenergi G_f

Ved å endre bruddenergien G_f endres parameteren κ_1 . For en monoton, én-akset strekktest, vil det si den langsgående tøyningen som et element kan ha, før det har oppnådd så mye skade at det ikke kan ta opp mer spenning. Det vil si at når bruddenergien øker, vil et element som har begynt å ta skade, tåle en større tøyning etter skaden har oppstått. Bruddenergien påvirker altså duktiliteten til materialet. Dette kan også sees fra figur 4.10, der spenning-tøyningskurven for ulike verdier av G_f er vist. Det har tidligere blitt antatt en tilfeldig verdi på $G_f = 15N/mm$, men fra figur 4.10 kan det se ut som bruddenergien til materialet er litt høyere.

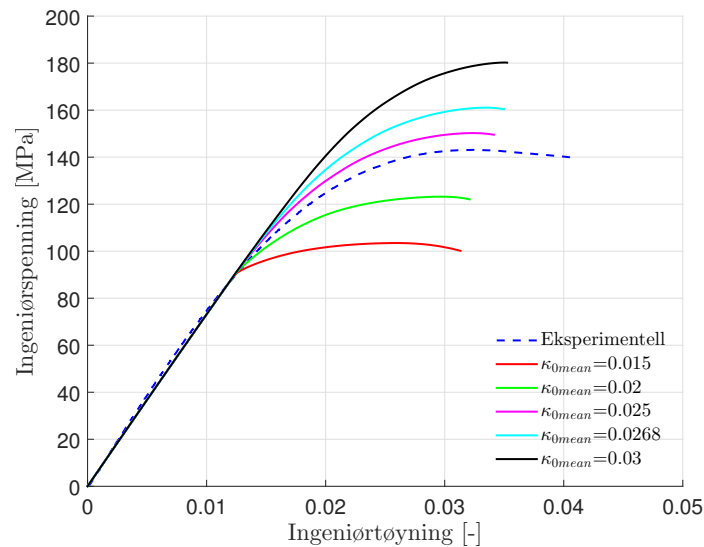


Figur 4.10: Bruddenergiens, G_f , påvirkning av spenning-tøyningskurven

4.5.2 Skadeparameter κ_{0mean}

En av parameterene som påvirker fordelingen til variabelen κ_0 er forventingsverdien κ_{0mean} . Ved å redusere κ_{0mean} , vil elementene ha en lavere verdi av κ_0 , og dermed vil flere element begynne å

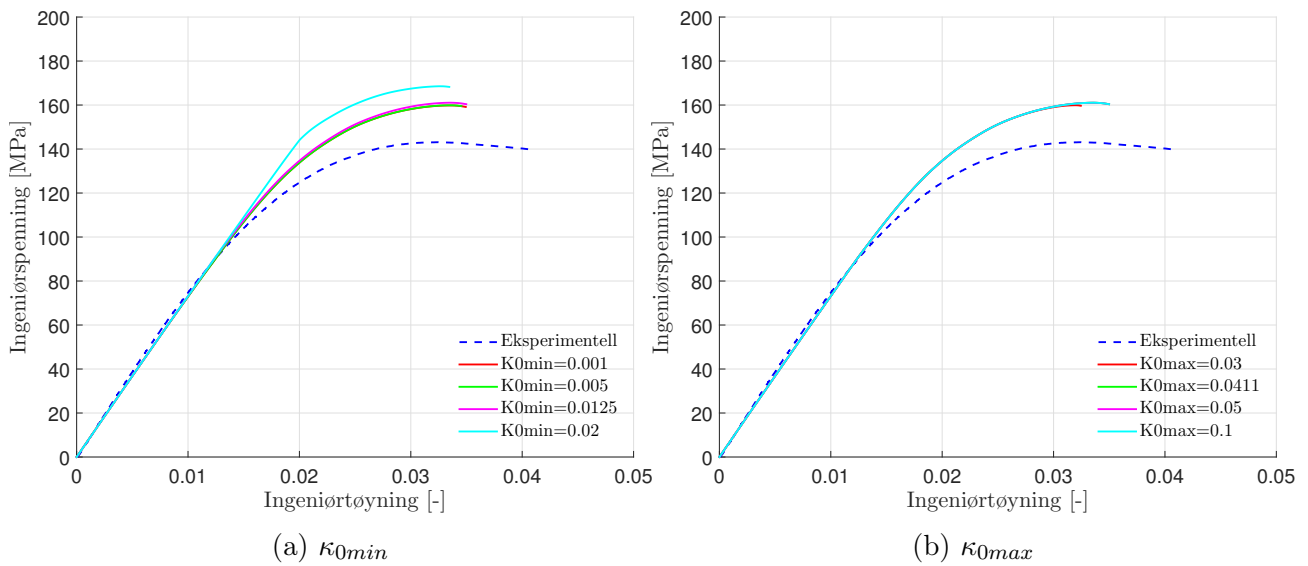
ta skade ved en lavere tøyning. Som man ser fra figur 4.11, gir en reduksjon av κ_{0mean} en lavere flytespenning og lavere strekkfasthet. Det vil også gi en kraftigere endring i stigningstallet fra elastisk område til område skade oppstår. Ved å øke κ_{0mean} krever det en større tøyning før det begynner å oppstå skade i elementene.



Figur 4.11: Hvordan middelverdien, κ_{0mean} , til den stokastiske variabelen κ_0 påvirker spennings-tøyningskurven

4.5.3 Skadeparameterene κ_{0min} og κ_{0max}

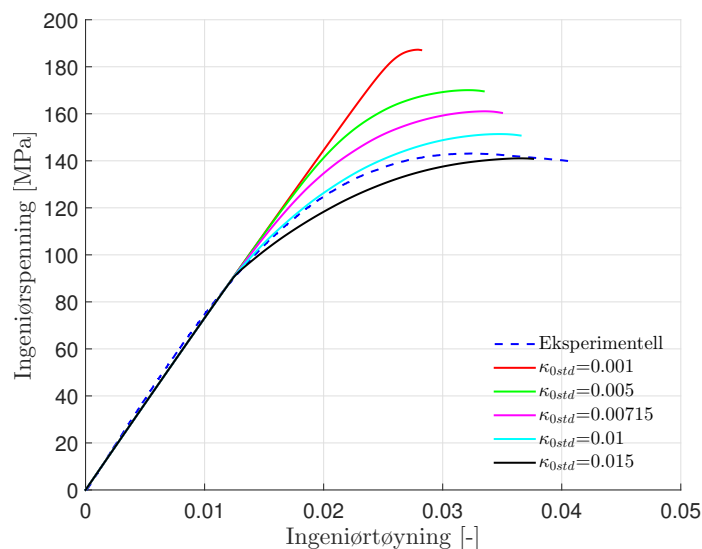
For å sette grenser på hvilket tøyingsområdet elementer kan begynne å ta skade, blir parameterene κ_{0min} og κ_{0max} brukt. Hvor stort utslag en endring av de to parameterene utgjør, er avhengig av det valgte standardavviket. Det er brukt samme forventningsverdi og standardavvik som fra den direkte kalibrerte modellen, og lave verdier av κ_{0min} eller høye verdier av κ_{0max} vil derfor ikke påvirke responsen i stor grad. Ut fra figur 4.12 ser man allikevel at κ_{0min} påvirker initiell skadedannelse og κ_{0max} påvirker tøyningen ved brudd.



Figur 4.12: Hvordan de trunkerte verdiene, κ_{0min} og κ_{0max} , til den tilfeldige variabelen κ_0 påvirker spenning-tøyningskurven

4.5.4 Skadeparameter κ_{0std}

En endring av κ_{0std} vil påvirke spenning-tøyningskurven i hele området skaden skjer. Ved å øke κ_{0std} vil sannsynlighetstettheten av κ_0 flate mer ut, og flere verdier av κ_0 vil ligge nærmere de trunkerte verdiene. Ved å redusere κ_{0std} , vil flere verdier av κ_0 ligge rundt forventningsverdien. Som man ser fra figur 4.13, påvirker κ_{0std} initiell skadeutvikling, gradienten til spenning-tøyningskurven i skadeområdet og tøyningen ved brudd.



Figur 4.13: Hvordan standardavviket, κ_{0std} , til den stokastiske variabelen κ_0 påvirker spenning-tøyningskurven

4.6 Numerisk kalibrering av skadeparametere

Det er valgt å gjøre den numeriske kalibreringen av skadeparameterene på en systematisk måte. Det er brukt en prosedyre som består av seks steg, som tar utgangspunkt i parameterstudie av skadeparameterene i delkapittel 4.5. På grunn av avhengigheten mellom noen av parameterene, er det vanskelig å finne en bestemt verdi for hver parameter.

I denne prosedyren er det valgt å først endre parameterene som påvirker starten av skadeområdet, og etterpå endre parameterene som påvirker slutten av skadeområdet. Som utgangspunkt til prosedyren, er et estimat av skadeparameterene allerede funnet gjennom metodene beskrevet i direkte kalibrering av skadeparametere, avsnitt 4.4.1. Metoden vil først bli nevnt punktvis, og beskrevet i avsnittene 4.6.1 og 4.6.2. Denne metoden vil først bli prøvd på PA30, og deretter for PA15.

1. Reduser κ_{0min} til tøyningen ved start av skadeområdet .
2. Finn en ny verdi av κ_{0mean} på samme måte som i parameterstudie.
3. Finn ny verdi av κ_{0std} på samme måte som i parameterstudie.
4. Oppstår det mer skade i starten av skadeområdet enn slutten, reduser κ_{0mean}
5. Behold κ_{0max} som bruddtøyning.
6. Juster G_f for å få ønskelig duktilitet.

4.6.1 Start av skadeområdet

Fra parameterstudie ser man at de tre skadeparameterene som påvirker starten av skadeområdet er κ_{0mean} , κ_{0min} og κ_{0std} .

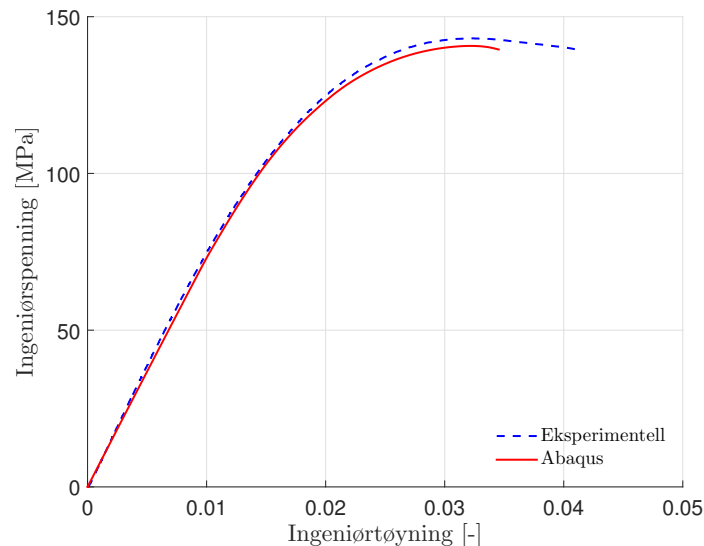
Ved å sammenligne resultatet til PA30 0° fra eksperimentelle forsøk og numerisk modell, se figur 4.8a i avsnitt 4.4.3, ser man at det begynner å oppstå skade ved en høyere spenning i den numeriske modellen. Studerer man det eksperimentelle resultatet nøyere, kan man at initielement skade oppstår for en tøyning på rundt 0.01. Av denne grunn er ny κ_{0min} satt til $\kappa_{0min} = 0.01$.

Ved bruk av den nye verdien av κ_{0min} , kan man på samme måte som fra direkte kalibrering av skadeparameterene, avsnitt 4.4.1, finne en ny verdi av forventningsverdien κ_{0mean} og standardavviket κ_{0std} . Den nye forventningsverdien blir da $\kappa_{0mean} = 0.0255$ og standardavvik bli $\kappa_{0std} = 0.007775$.

Som man ser fra den numeriske modellen i figur 4.8a i avsnitt 4.4.3, er endringen av gradienten til spenning-tøyningskurven større i starten av skadeområdet enn i slutten. For skademodellen vil dette si at flere element begynner å ta skade i starten av skadeområdet. Dette tilsvarer å redusere κ_{0mean} . Fra parameterstudie av κ_{0mean} , figur 4.11 i avsnitt 4.5.2, ser man at gradienten til kurven for $\kappa_{0mean} = 0.025$ følger gradienten til det eksperimentelt resultat bedre. For en enda bedre overensstemmelse er det valgt $\kappa_{0mean} = 0.024$. For normalfordelingen, gjør dette at

det vil være mindre en to standardavvik til κ_{0min} og mer enn to standardavvik til κ_{0max} . Det er allikevel valgt å beholde $\kappa_{0std} = 0.007775$.

Resultatet for endringen av starten av skadeområdet kan sees fra figur 4.14.



Figur 4.14: Ingeniørspenning-tøyning for endring av parametere i starten av skadeområdet

4.6.2 Slutt av skadeområdet

Parameterene som påvirker slutten av skadeområdet er G_f , κ_{0max} og κ_{0std} . Fra parameterstudie ser man at κ_{0max} påvirker responsen i liten grad. Verdien for κ_{0max} ble satt lik bruddtøyningen og denne verdien vil bli brukt videre. Det er heller ikke ønskelig å endre κ_{0std} , ettersom den i tillegg påvirker starten av skadeområdet. Bruddenergien G_f påvirker ikke starten av skadeområdet, men bestemmer duktiliteten til materialet. Ved å se på parameterstudie for bruddenergien, avsnitt 5.1.1, ser det ut som $G_f = 25N/mm$ gir en tilnærmet lik duktilitet for den numeriske modellen, som de eksperimentelle forsøkene.

4.7 Optimalisert kalibrering av materialmodell

Fra de numerisk kalibrerte skadeparameterene, er det laget en optimalisert kalibrert materialmodell. Materialparameterene som ikke ble numerisk kalibrert, er de samme som for den direkte kalibrerte materialmodellen. Selv om det er kun fremstilt et parameterstudie og numerisk kalibreringen av skadeparameterene for PA30, er det samme utført for PA15. De optimaliserte materialparameterene, oppdatert etter numerisk kalibrering av skadeparameterene, er vist i tabell 4.4.

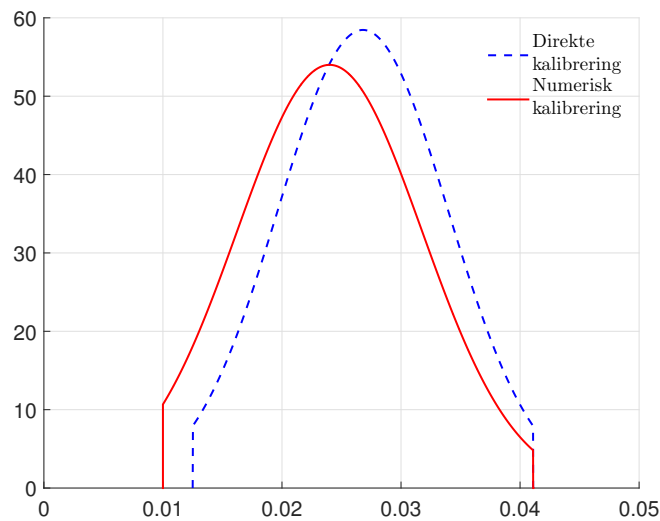
Ved bruk av nye skadeparametere til å bestemme den stokastiske variabelen κ_0 , er normalfordelingen blitt endret. I figur 4.15 er sannsynlighetstettheten til κ_0 for de direkte kalibrerte

Materialparametere		
	PA15	PA30
ρ	1230 kg/m^3	1360 kg/m^3
E_{11}	4484 MPa	7253 MPa
E_{22}	3996 MPa	5292 MPa
E_{33}	3996 MPa	5292 MPa
ν_{12}	0.4	0.4
ν_{31}	0.46	0.53
ν_{23}	0.34	0.23
G_{12}	1600 MPa	1900 MPa
G_{31}	1600 MPa	1900 MPa
G_{23}	1400 MPa	1700 MPa
E_0	4484 MPa	7253 MPa
a_f	2	2
G_f	14 N/mm	25 N/mm
κ_{0mean}	0.0258	0.024
κ_{0min}	0.014	0.01
κ_{0max}	0.0392	0.0411
κ_{0std}	0.0063	0.007775

Tabell 4.4: Oversikt over materialparameterene til optimalisert numerisk modell

skadeparameterene og skadeparameterne etter numerisk optimalisering vist. Figuren viser at en større andel av verdiene til κ_0 vil statistisk sett ha en lavere verdi ved bruk av de numeriske optimaliserte skadeparameterene.

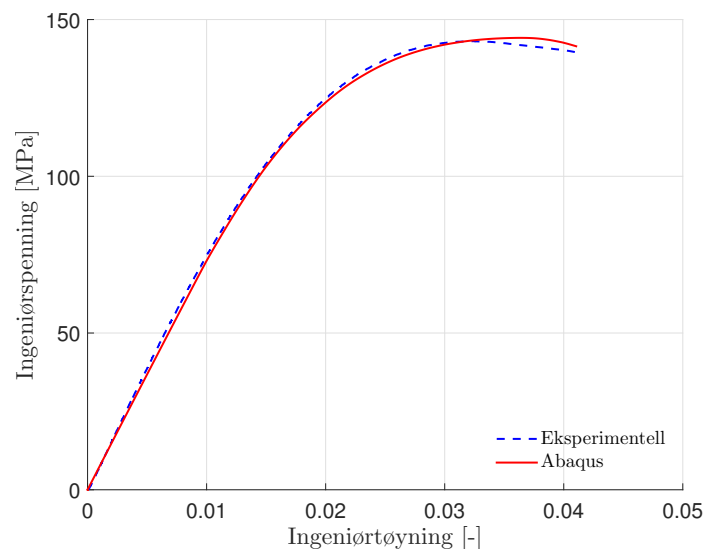
Utenom kalibreringen av skjærmodul, har den numeriske modellen kun blitt sammenlignet med resultatene fra det eksperimentelle forsøket med orientering på 0° . I avsnitt 4.7.1 og 4.7.2 vil den numeriske modellen med optimaliserte parametere bli sammenlignet med resultatene fra orientering på 0° , 45° og 90° . Skadeparameterene har kun blitt kalibrert ut fra orientering på 0° , og dermed vil orientering på 45° og 90° fungere som en validering av materialdataene.



Figur 4.15: Fordeling av κ_0 for nye parametre av κ_{0mean} , κ_{0min} , κ_{0max} og κ_{0std}

4.7.1 Resultater PA30

Resultatet fra den numeriske modellen med optimaliserte kalibrerte parametre for PA30 er vist i figur 4.16. Som man ser fra figuren, stemmer kurvene godt overens. Fram til en tøyning på omtrent 0.03, har den numeriske modellen lavere spenning for tilhørende tøyning enn resultatet fra det eksperimentelle forsøket. Etter en tøyning på 0.03 fortsetter spenningen til den numeriske modellen å stige, mens kurven fra det eksperimentelle forsøket begynner synke. Dette kan skyldes en duktil oppførsel fra det eksperimentelle forsøket, som materialmodellen for sprø materialer ikke gir. Generelt stemmer resultatene godt overens.



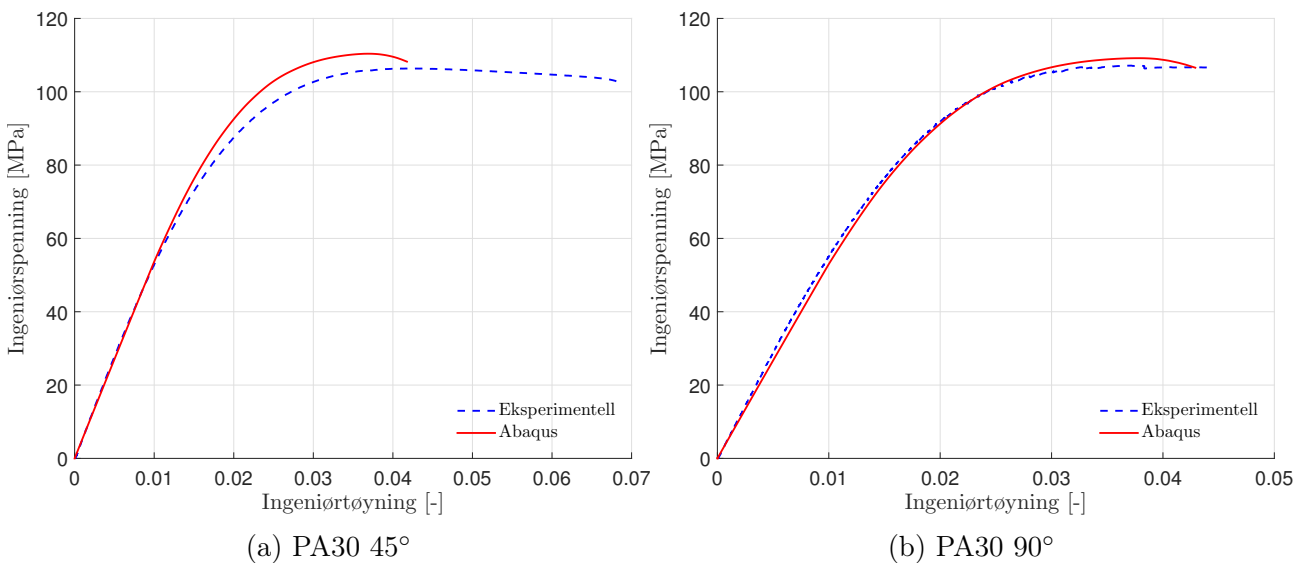
Figur 4.16: Sammenligning av forbedret numerisk modell og eksperimentelt forsøk for PA30, 0° orientering

Den numeriske modellen ble også kjørt med en materialorientering på 45° og 90° og resultatet vises henholdsvis i figur 4.17a og figur 4.17b. Som nevnt i avsnitt 4.2.3, er de elastiske materialparameterene avhengig av materialorientering. Skadeparameterene derimot, er ikke definert

i noen retning. Det betyr at ved en endring av materialorientering, vil skadeforløpet være det samme. Dette vises igjen i resultatet. Ved en orientering på 45° har materialet en duktil oppførsel, i forhold til 0° . Dette gjør at den numeriske modellen med materialmodellen kalibrert fra 0° , gir en for sprø oppførsel. Materialmodellen SBMM er kun gyldig for sprø materialer, og vil sannsynligvis ikke kunne klare å gjengi oppførselen til PA30 med orientering på 45° .

Fra resultatene i figur 4.17a ser man at E-modulen til den numeriske modellen stemmer godt overens med de eksperimentelle resultatene. Dette er som forventet ettersom skjærmodulen ble numerisk kalibrert ut fra det eksperimentelle forsøket, se delkapittel 4.3. Sammenligningen av det numeriske resultatet og eksperimentelle forsøket for 45° , viser at det oppstår skade ved en lavere spenning, i det eksperimentelle forsøket enn den numeriske modellen.

Resultatene fra den numeriske modellen med orientering på 90° stemmer godt overens med resultatet fra det eksperimentelle forsøket, se figur 4.17b. Responen til den numeriske modellen for 90° i forhold til det eksperimentelle forsøket, er sammenlignbar med responen for 0° . Ved en tøyning opptil omtrent 0.02, har den numeriske modellen en lavere spenningen enn det eksperimentelle forsøket ved samme tøyning. Etter en tøyning på 0.02, fortsetter den numeriske modellen å stige, mens kurven fra det eksperimentelle forsøket begynner å synke.

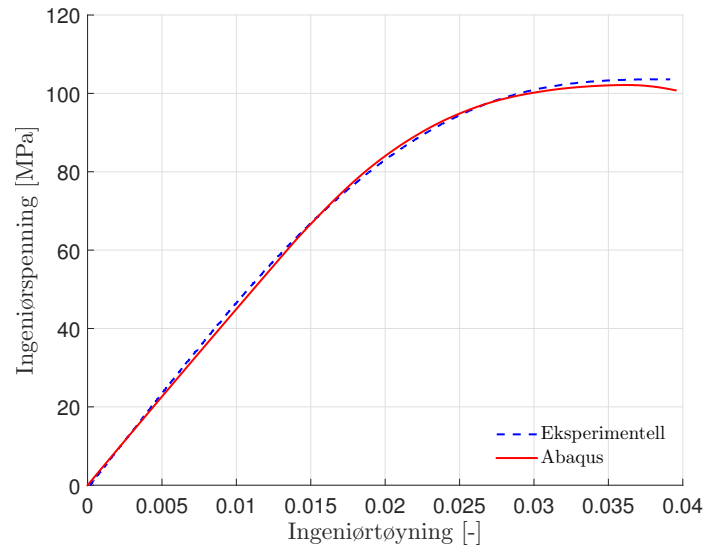


Figur 4.17: Sammenligning av forbedret numerisk modell og eksperimentelt forsøk for PA30, 45° og 90° orientering

4.7.2 Resultater PA15

Skadeparameterene til PA15 ble kalibrert ved bruk av samme metode som for PA30. De eksperimentelle forsøkene med orientering på 0° , ble brukt som sammenligningsgrunnlag i den numeriske kalibreringen av skadeparameterene. Som ingeniørspenning-tøyningskurven viser, figur 4.18, er det god overensstemmelse mellom eksperimentelt forsøk og den kalibrerte numeriske

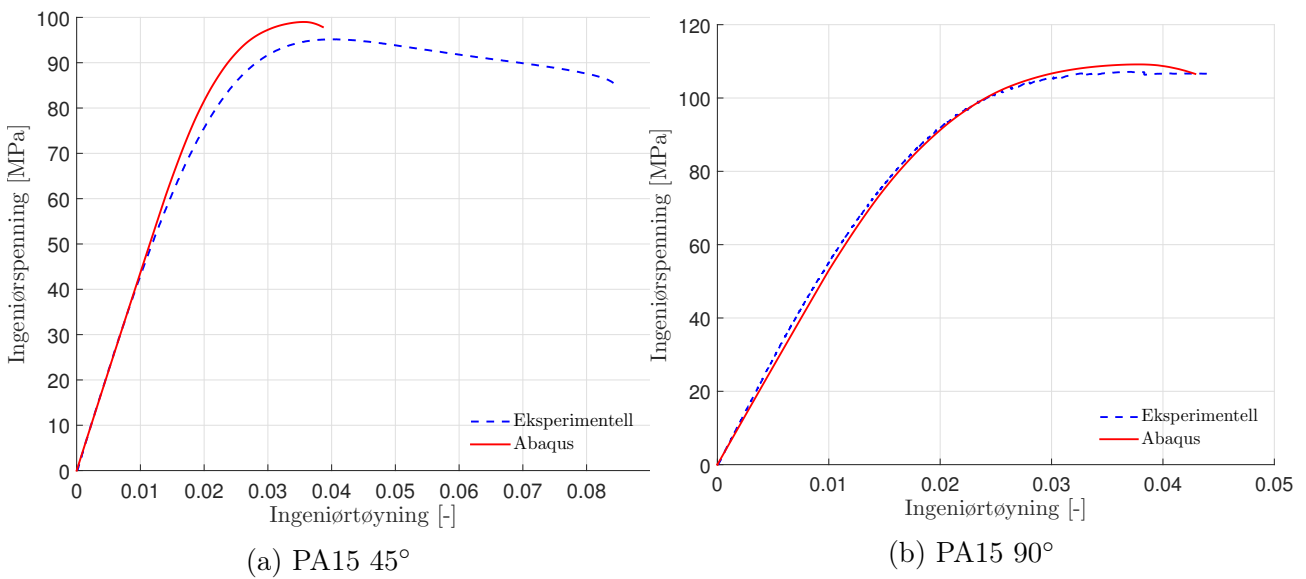
modellen for orientering på 0° . I motsetning til PA30, har den numeriske modellen lavere strekkfasthet enn de eksperimentelle forsøkene.



Figur 4.18: Sammenligning av forbedret numerisk modell og eksperimentelt forsøk for PA15, 0° orientering

Den numeriske modellen ble også testet med en materialorientering på 45° og 90° , og responsen er vist i figur 4.19. Som for PA30, er det stor forskjell i responsen fra den numeriske modellen og de eksperimentelle forsøkene ved orientering på 45° , se figur 4.19a. I det eksperimentelle resultat begynner det å oppstå skade for en lavere spenning, og har en mer duktil oppførsel enn den numeriske modellen.

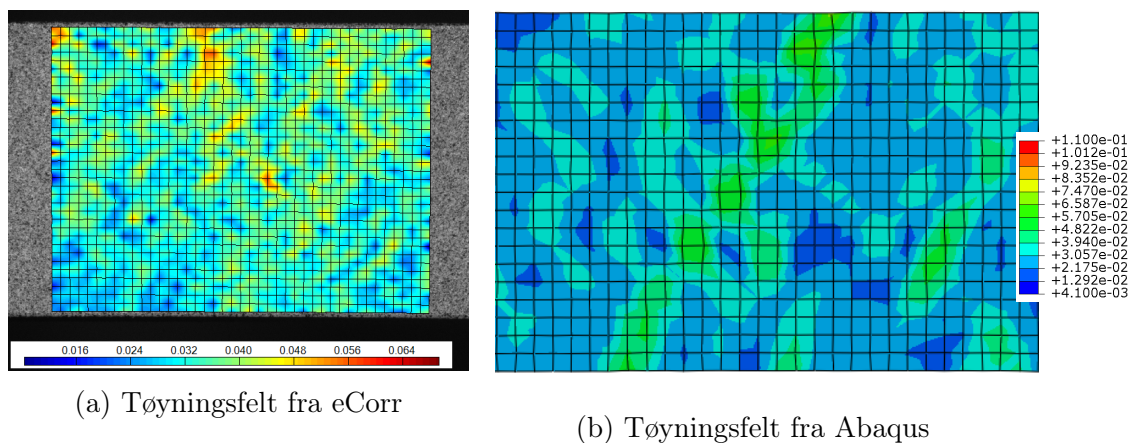
For 90° orientering, figur 4.19b stemmer responsen godt overens. Ingeniørspenning-tøyningskurven til det eksperimentelle forsøket har en flat kurve før brudd, mens den numeriske modellen har en mer buet kurve. Dette gjør at strekkfastheten til den numeriske modellen blir litt høyere. Fra figuren ser man også at bruddtøyningen til den numeriske modellen er tilnærmet lik som for de eksperimentelle forsøkene for orientering på 90° .



Figur 4.19: Sammenligning av forbedret numerisk modell og eksperimentelt forsøk for PA30, 45° og 90° orientering

4.7.3 Tøyningsfelt

Fra eCorr og Abaqus kan man se tøyningsfeltet til overflaten av prøvestykket i det reduserte området. I figur 4.20 er det gjort en sammenligning av tøyningsfeltene til eCorr, se figur 4.20a, og Abaqus, se figur 4.20b. Bilde er hentet ved maksimal kraft på prøvestykket, og det er den største hovedspenningen som er brukt som tøyningsmål.



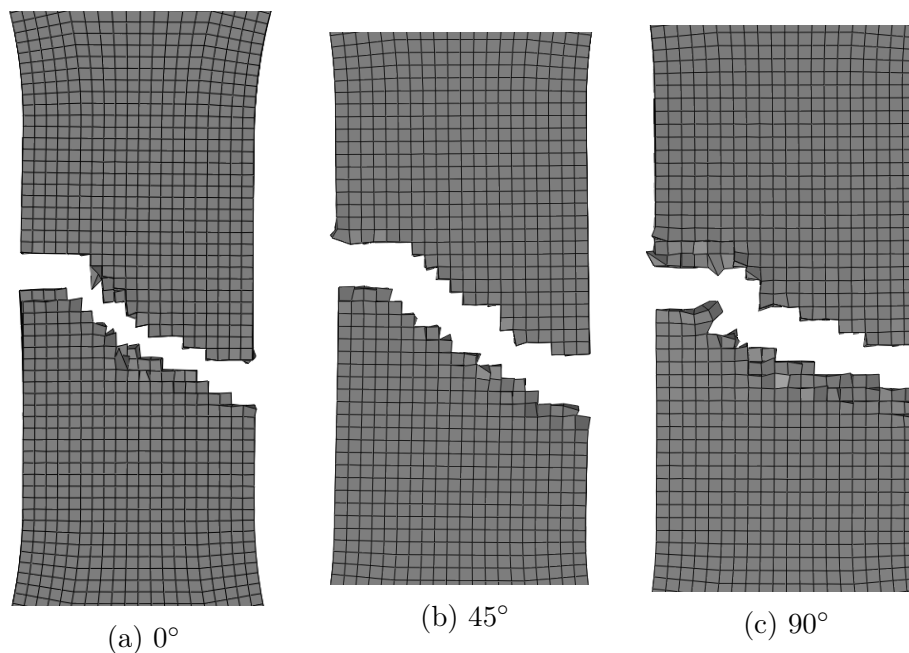
Figur 4.20: Tøyningsfeltet fra eCorr og Abaqus for PA30 0°

Som man ser fra figur 4.20, oppstår det inhomogene tøyninger for både det eksperimentelle forsøket og den numeriske modellen. Fra det eksperimentelle forsøket varierer de konsentrerte tøyningene mellom 0.04 og 0.065, avhengig av hva som blir sett på som konsentrerte tøyninger. Dette stemmer godt med den numeriske modellen, der de konsentrerte tøyningene også ligger mellom 0.04 og 0.065. I den numeriske modellen kan man se en linje over overflaten med konsentrerte tøyninger, noe som ikke er like tydelig i tøyningsfeltet fra eCorr. Generelt er det god

overensstemmelse mellom tøyingsfeltet fra eksperimentelle og numeriske resultat.

4.7.4 Brudd for numerisk modell

Så lenge det er det samme elementnettet som blir brukt, vil fordelingen av skadeparamteren κ_0 være den samme for alle testene. Verdiene til skadeparameterene endres ikke, og for ulike materialorienteringer er det dermed de ortotropiske materialegenskapene som kan gjøre en forskjell i bruddoverflaten til den numeriske modellen. Fra de eksperimentelle testene var det en tydelig forskjell på bruddet til ulike orienteringer, se figur 3.27 i avsnitt 3.4.4. For 0° og 90° var retningen til bruddet hovedsakelig på tvers av lastretningen, mens for 45° hadde bruddet, for noen av testene, en vinkel i forhold til lastretning. Ser man på retningen til bruddet for ulike materialorienteringer fra den numeriske modellen, er det tydelig at alle har en vinkel, se figur 4.21. Vinkelen er størst for 0° og 45° . Dette kan tyde på at κ_0 har en fordeling som trigger frem et brudd med vinkel. En test ble gjort med et annet elementnett, og dermed en annen fordeling av κ_0 , og bruddet fikk en annen fasong.



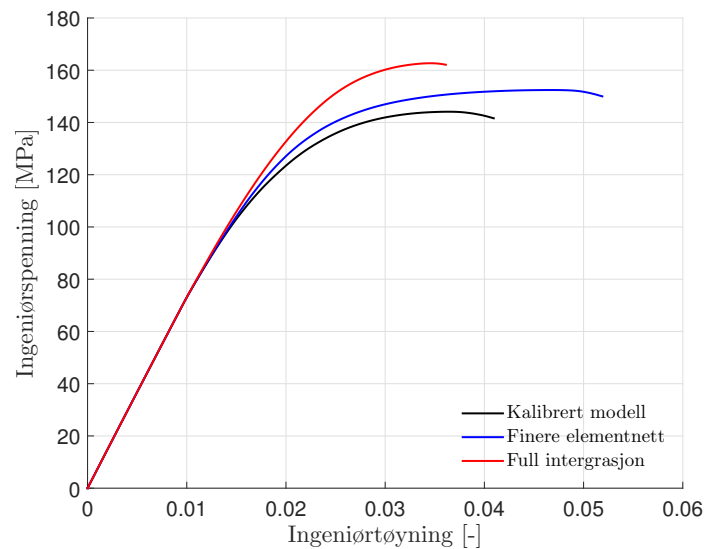
Figur 4.21: Form på bruddet til numerisk modell for de tre ulike orienteringene

4.8 Elementnettsensitivitet

For å sjekke hvordan elementstørrelsen påvirker responsen til den numeriske modellen, ble elementstørrelsen til alle elementene halvert. Elementene som hadde en størrelse på $0.5 \text{ mm} \cdot 0.5 \text{ mm} \cdot 0.5 \text{ mm}$, ble nå til åtte nye element $0.25 \text{ mm} \cdot 0.25 \text{ mm} \cdot 0.25 \text{ mm}$. Ved bruk av redusert integrasjon, vil det område som bestod av ett element, gå fra ett integrasjonspunkt til åtte. Ettersom elementnettet nå har blitt endret, vil det bli en ny tilfeldig fordeling av skadepara-

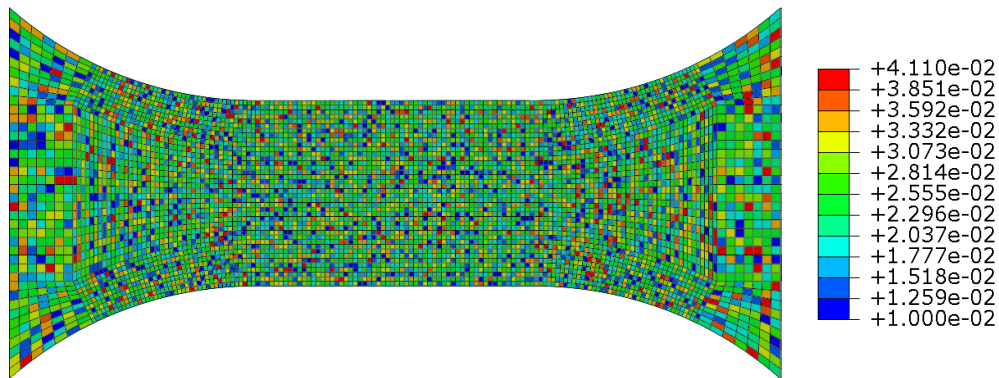
meteren κ_0 .

Responsen ved å endre fra redusert integrasjon til full integrerte element, ble også testet. På samme måte som halvering av elementstørrelsen, vil det gå fra å være ett integrasjonspunkt, til å være åtte. En sammenligning av ingeniørspenning-tøyningsskurven fra den opprinnelige modellen, modell med finere elementnett og modell med full integrerte element, er vist i figur 4.22.



Figur 4.22: Responsen ved å halvere elementstørrelsen eller å bruke full integrasjon på elementene

Som man ser fra figur 4.22, gir de nevnte endringene en forskjellig ingeniørspenning-tøyningsskurve. Både et finere elementnett og full integrerte element, gir en materialet en høyere strekkfasthet. Bruddtøyningen til modellen øker ved bruk av et finere elementnett, mens for full integrerte element blir bruddtøyningen lavere. På grunn av forskjellig fordelingen av κ_0 , er det ikke mulig å trekke en konklusjon ut fra resultatene. Det kan være at modellen er sensitiv på elementstørrelsen, eller så kan det være at elementenes verdi av κ_0 er veldig lav på en simulering, og veldig høy på en annen simulering. For full integrasjon, og halvering av elementstørrelsen, vil hvert opprinnelige element nå ha åtte verdier for κ_0 . I figur 4.23 er fordelingen av κ_0 for halvert elementstørrelse vist.



Figur 4.23: Fordelingen av skadeparameteren κ_0 for et finere elementnett

4.9 Diskusjon

Ved bruk av optimaliserte materialparametere, klarer den numeriske modellen å representere oppførselen til de eksperimentelle materialtestene av PA15 og PA30 med en orientering på 0° og 90° . Det finnes allikevel noen avvik og forbedringsmuligheter som vil bli diskutert i dette delkapittelet.

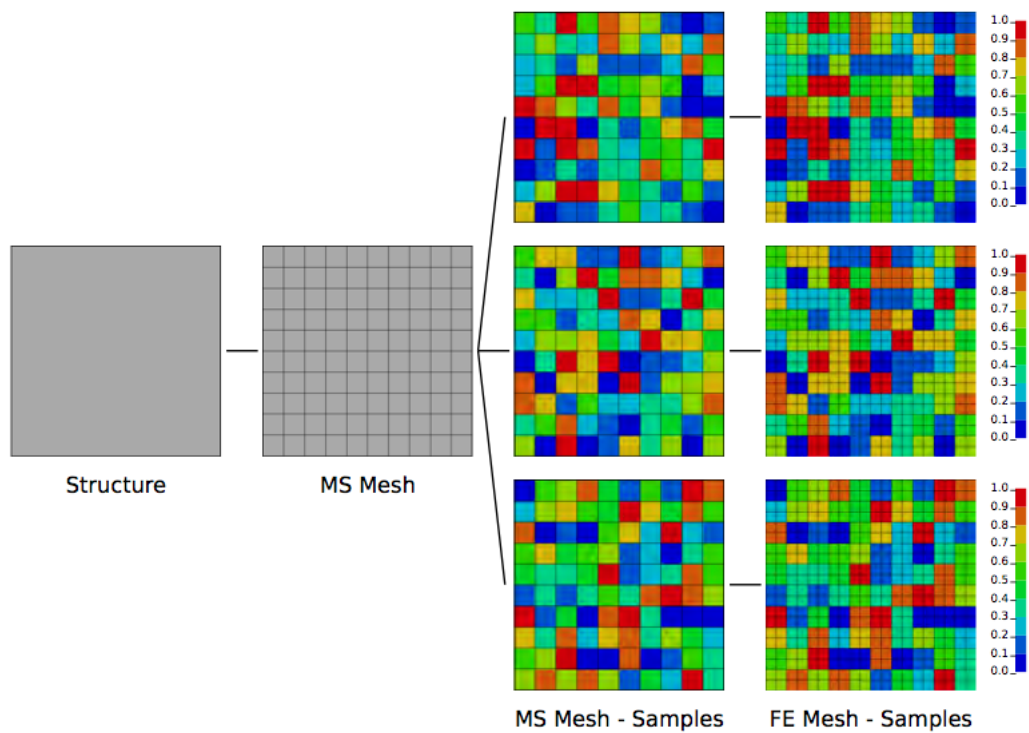
I delkapittel 4.6 ble det presentert en prosedyre til å kalibrere skadeparameterene ut fra et parameterstudie. Kalibreringsprosedyren som ble brukt, fungerte til å bestemme skadeparameterene til 0° orientering for PA15 og PA30. Selv om metoden ikke sier konkret hva parameterene skal settes til, så gir den en indikasjon på en rekkefølge parameterene kan endres i og hva som må gjøres. Utenom κ_{0max} , som ble satt lik bruddtøyningen, ble skadeparameterene endret ut fra et parameterstudie. Det ble brukt øyemål og antakelser til å bestemme verdien til parameterene, med en begrunnelse fra oppførselen til de eksperimentelle forsøkene. Dette er en svakhet bak prosedyren, og skadeparameterene bør kunne beregnes direkte fra eksperimentelle data. Kalibreringsprosedyren har nå kun blitt testet for to materialer, og den vil være interessant å se hvilket resultat den vil gi for andre sprø materialer.

Materialmodellen SBMM er kun gyldig for sprø materialer. For en orientering på 45° , har både PA15 og PA30 en klar duktil oppførsel. Det er derfor ikke mulig å få samme respons fra den numeriske modellen, som for de eksperimentelle testene for orientering på 45° . Fra sammenligningen av den numeriske modellen og eksperimentelle testene for 45° , se figur 4.17a og figur 4.19a i henholdsvis avsnitt 4.7.1 og 4.7.2, ser man at skaden oppstår senere i den numeriske modellen, og gir dermed en høyere strekkfasthet. Dette kan komme av at skadeparameterene ikke er avhengig av materialorienteringen, og det vil derfor være det samme skadeforløpet for 0° , 45° og 90° . Som nevnt i avsnitt 2.1.5, vil det oppstå forskjellige bruddmekanismer avhengig av fiberorienteringen. Endres fiberorienteringen fra 0° i forhold til lastretningen, til 90° , går bruddmekanismen fra at fiberene blir dratt ut av matriksen, eller brudd i fiber, til fiber-matriks-avbinding. Selv om fibre i PA15 og PA30 ikke ligger i en spesifikk retning, vil en stor andel av fibre ligge i den orienteringen prøvestykkene er maskinert ut fra. Materialmodellen SBMM tar ikke i betraktning at det er ulike bruddmekanismer som oppstår for forskjellige fiberorienteringer. På grunn av den duktile oppførselen til 45° vil ikke SBMM klare gi samme respons, men kan tyde på at det er en annen bruddmekanisme som oppstår for denne orienteringen.

Ved kalibrering av skadeparameterene, ble eksperimentelle resultater fra 0° brukt sammenligningsgrunnlag. Skadeparameterene er dermed kalibrert ut fra bruddmekanismen som oppstår for orientering på 0° . Dette kan være grunnen til at det skaden begynner senere i den numeriske modellen for 45° . Selv om den optimaliserte numeriske modellen, klarer å representere både 0° og 90° , kan det være forskjellige bruddmekanismer for de to materialorienteringene. Hvis ulike bruddmekanismer hadde vært implementert i materialmodellen, kan det være den hadde klart å representere responsen til 45° på en bedre måte.

Kalibreringen er utført ved bruk av en materialstruktur som er definert av elementnettet til den numeriske modellen. Dette gjør at ved bruk av samme elementnett, vil det bli samme fordeling av κ_0 . Dette er nødvendig for å gjøre en kalibrering. Hvis fordelingen av κ_0 hadde forandret seg for hver simulering, ville det ikke vært mulig å vite hva som gjør en eventuell endring i responsen. Ulempen med én fast fordeling av κ_0 , er at fordelingen kan ligge nær en av de trunkerte verdiene κ_{0min} og κ_{0max} . Dette gjør at ved bruk av en ny fordelingen av κ_0 , kan resultatet være helt forskjellig.

I delkapittel 4.8, ble elementsensitiviteten testet. Resultatet fra elementnettsensitiviteten, se figur 4.23, viste en stor forskjell i responsen ved halvering av elementstørrelsen. Materialstrukturen, til den numeriske modellen, er definert av elementnettet. Noe som gjør at det ble det en ny fordeling av κ_0 ved endring av elementnettet. Av denne grunn er det ikke mulig å sammenligne resultatene, og det er ikke mulig å sjekke elementnettsensitivitet. En løsning for å kunne teste elementnettsensitiviteten, er å separere elementnettet til den numeriske modellen (FE-mesh) og elementnettet til materialstrukturen (MS-mesh). Dette gjør at man kan fordele skadeparameteren κ_0 på MS-mesh, for å så diskretisere dette elementnettet på FE-mesh. Ved bruk av den separerte modelleringsframgangen, kan man ha samme fordeling av κ_0 selv når elementnettet endres. I figur 4.24 er tanken bak denne separeringen mellom MS-mesh og FE-mesh vist [24].



Figur 4.24: Skadeparameterene er tilfeldig fordelt på MS-mesh, og så er MS-mesh diskretisert inn i FE-mesh [24].

5 Validering

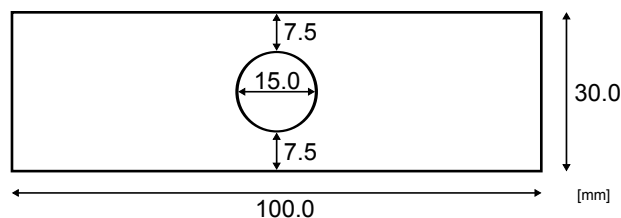
Parameterene som ble funnet gjennom kalibrering av modellen har kun blitt testet på en geometri. For å validere materialdataene, er de testet på en mer kompleks geometri. En plate med et sentret hull ble først testet i laboratoriet ved en strekkprøve, før det ble laget en tilsvarende numerisk modell i Abaqus. De kalibrerte materialdataene fra materialtesten ble brukt i den numeriske modellen, og resultatene ble sammenlignet med det eksperimentelle forsøket. Valideringstestene ble kun gjennomført for materialene PA15 og PA30, ettersom materialparameterene for de to materialene er de eneste som er kalibrert.

5.1 Testoppsett til komponenttest

Før strekkprøven av komponenttesten ble gjennomført, ble dimensjonene til platen med hull målt. Til å måle dimensjonene, ble det brukt et skyvelær av typen MarCal 16EW. Skyvelæret målet med en nøyaktighet på $10\ \mu\text{m}$. Grunnen til at prøvestykkene ble målt opp, var for å sjekke dimensjonene, se om hullet er sentret og for å finne mm/px-forholdet i eCorr. De oppmålte dimensjonene finnes i tabell B.1 i vedlegg C.1. Fra de oppmålte dimensjonene viste det seg at hullet hadde en større diameter i lengderetning enn på tvers. Hullet var heller ikke helt sentrert. Repetisjon 1 og 3 av PA30 med 90° orientering skilte seg ut i forhold til resten av prøvestykker, der den totale bredden over hullet var noe mindre. En figur av prøvestykket kan man se i figur 5.1, og de nominelle dimensjonene er vist i figur 5.2.

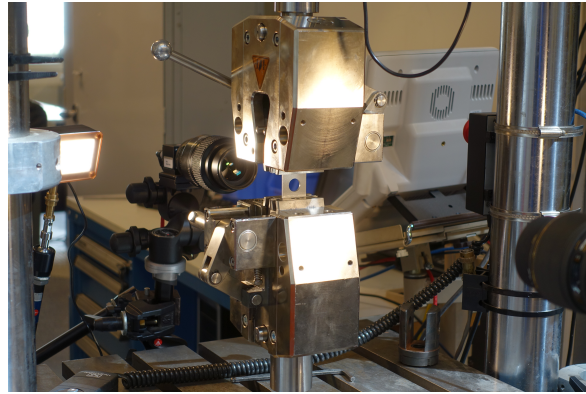


Figur 5.1: Platen med hull som blir brukt til å validere resultatene



Figur 5.2: Nominelle dimensjoner til komponenttesten

På samme måte som for materialtesten, ble komponenttestene maskinert ut fra en tynn plate med orientering på 0° , 45° og 90° i forhold til smeltestrømretningen. Det ble gjort tre tester for hver orientering for hver av de to materialene, altså 18 tester totalt. Strekkapparatet som ble brukt var av typen Zwick/Roell Dartec, der det ble brukt en lastcelle på 20 kN. Komponenttestene ble festet med mekaniske gripere, som spente inn endene til platen. Ett oppsett av laboratorieoppsettet er vist i figur 5.3.



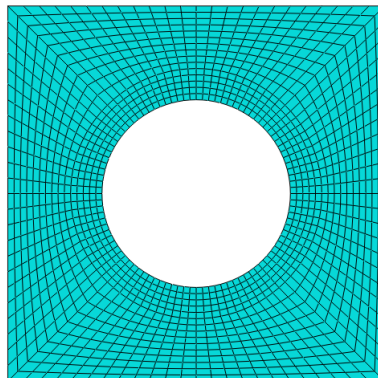
Figur 5.3: Oppsettet som ble brukt for å gjøre strekktest av plate med hull

Ettersom fiberarmerte polymerer er avhengig av tøyningshastigheten, er det ønskelig å ha samme tøyningshastighet for materialtesten og komponenttesten. En sjekk av tøyningshastigheten til materialtesten fra området tøyningene ble hentet ut fra, viser at tøyningshastigheten ligger på rundt $10^{-4} s^{-1}$. For å få samme tøyningshastighet ved hullet, som er der tøyningene tøyningene vil være størst, er det antatt en forskyvningshastighet på 0.18 mm/min. Fra erfaring vil dette gi tilsvarende tøyningshastighet for komponenttesten, som for materialtesten.

Et prikkete belegg ble påført overflaten, slik at tøyningene kan finnes gjennom DIC-programmet eCorr. Det ble brukt ett kamera, som tok bilde av breddeoverflaten. For PA15 ble det tatt ett bilde i sekund, mens for PA30 ble det tatt to bilder i sekunder. Kraften, som strekkapparatet påførte komponenttesten, ble logget med samme frekvens som kamera.

5.2 Databehandling av komponenttest

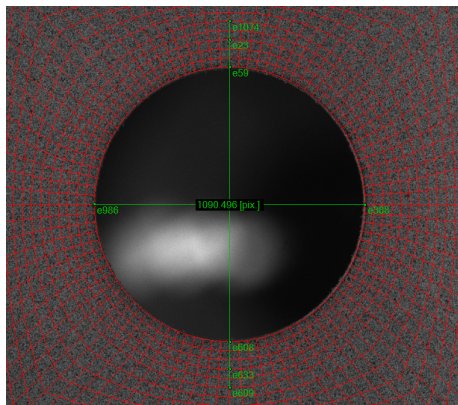
Bildene fra de eksperimentelle testene ble behandlet i programmet eCorr. Det ble laget et elementnett i Abaqus, se figur 5.4, som importert direkte til eCorr. For å tilpasse elementnettet til overflatebildene tatt under forsøket, ble elementnettet skalert og noen elementer ble fjernet. Som man ser fra figur 5.4, ble det brukt mindre elementstørrelse rundt hullet.



Figur 5.4: Elementnett til eCorr, importert fra Abaqus

I en plate med hullet som blir påført strekklast, vil det oppstå spenningskonsentrasjoner som er størst nærme hullet. Dette gjør at det vanskelig å beregne spenningen, og dermed vil ikke en spenning-tøyningsskurve være et representativt mål på responsen til testen. Det er derfor valgt å bruke kraft-forskyvning som sammenligningsgrunnlag fra eksperimentelle forsøk og numerisk modell. Kraften fra det eksperimentelle forsøket kan hentes direkte testen, og forskyvningen kan finnes fra eCorr.

Hullet i platen, gjør at det kan oppstå konsentrerte tøyninger under strekkprøven. På grunn av forskjellig geometri, som for eksempel at hullet ikke er sentrert, kan dette føre til en annen deformasjon rundt hullet. Dette gjør at de eksperimentelle forsøkene kan være sensitive til valg av forskyvningsmål i eCorr. I den numeriske modellen er det brukt nominelle dimensjoner for å modellere komponenttesten, og modellen er dermed mindre sensitiv til forskyvningsmålet. Av denne grunn er det valgt å teste ut fire forskyvningsmål, for å se hvor mye resultatet varierer for de ulike målene. Alle målene går gjennom origo til hullet, der tre av målene er i lengderetning med platen og ett er på tvers. Forskjellene på de tre forskyvningsmålene i lengderetning, er avstanden mellom punktene. Som forskyvningsmål blir det brukt vektorforlengelse og de ulike forskyvningsmålene er vist i figur 5.5. Lengden og nummereringen til vektorene er vist i tabell 5.1



Figur 5.5: Fire ulike vektorer som ble testet som forskyvningsmål

Vektor nr.	Lengde
Langsgående	
Vektor 1	15 mm
Vektor 2	18 mm
Vektor 3	20 mm
Tverrgående	
Vektor 4	15 mm

Tabell 5.1: Nummerering og lengde til vektorene brukt til ulike forskyvningsmål

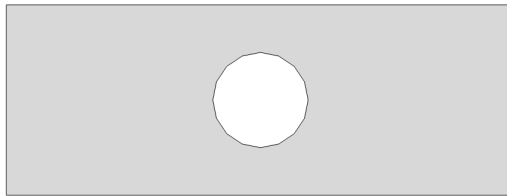
5.3 Numerisk modell av komponenttest

En numerisk modell av komponenttesten ble laget for å validere materialparameterene som ble kalibrert i kapittel 4. Den numeriske modellen vil bli testet for både både PA15 og PA30.

Materialparameterene som vil bli brukt i modellen er vist i tabell 4.4 i delkapittel 4.7. Den numeriske modellen til komponenttesten er på mange punkter lik modellen til materialtesten. I dette delkapittelet vil det derfor kun bli beskrevet det som er blitt gjort anderledes, nemlig modelleringen, partisjonering, elementnett og data som hentes ut fra modellen. Selv om det forskyvningshastigheten i det eksperimentelle forsøket ble endret til komponenttesten, blir det brukt samme forskyvningshastighet i den numeriske modellen.

5.3.1 Modellering

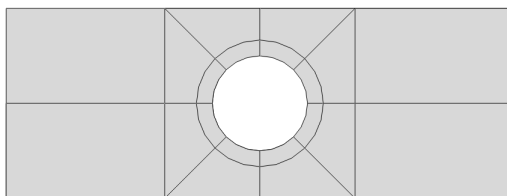
Platen med hull ble modellert ut fra nominelle dimensjonene, som er vist i figur 5.2 i avsnitt 5.1. Ettersom et større område av endene ble fast innspent, ble det i den numeriske modellen fjernet 10 mm av lengden fra hver ende. Det modellerte prøvestykket er vist i figur 5.6.



Figur 5.6: Modellert prøvestykket i Abaqus

5.3.2 Partisjonering og elementnett

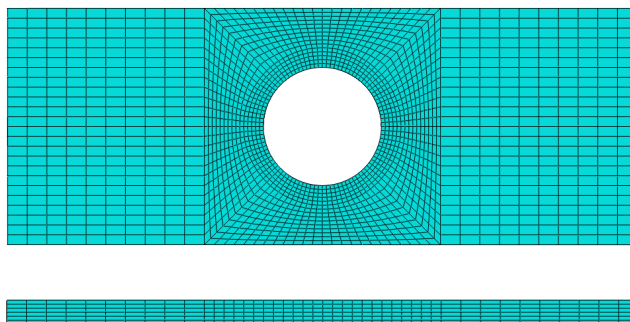
Hullet i platen gjør at det ikke er mulig å legge et elementnett med kun rektangulære elementer, slik som for materialtesten. I avsnitt 4.8 var det ikke var mulig å trekke en konklusjon om elementnettsensitiviteten til den numeriske modellen. Allikevel er det ønskelig, så langt det er mulig, å bruke samme elementstørrelse i komponenttesten som for materialtesten. I det reduserte området i materialtesten, ble det brukt kubiske elementer med lengde på 0.5 mm. I komponenttesten ble det valgt å partisjonere ut et større hull, slik at de elementene nærmest hullet har en elementstørrelse med en lengde tilnærmet 0.5 mm. For å få et fint elementnett over hele prøvestykket, ble den endelige partisjoneringen av modellen seende ut som vist figur 5.7.



Figur 5.7: Partisjonering av prøvestykket i Abaqus

Elementnettet som ble brukt i den numeriske modellen for komponenttesten, er vist i figur 5.8. Lengden til elementene på de horisontale og vertikale linjene, som ble partisjonert ut fra hullet, ble også satt til 0.5 mm. Langs tykkelsen ble det valgt å ha seks elementer, som tilsvarer

en lengde på 0.5 mm. Dette er det samme som for materialtesten. Det ble brukt større elementstørrelsen i endene, for å redusere beregningstiden. Det partisjonerte kvadratet som man kan se fra figur 5.7, tilsvarer elementnettet importert i eCorr, se avsnitt 5.2, og her er det brukt samme elementstørrelse i Abaqus som i eCorr.



Figur 5.8: Elementnett over bredden og tykkelsen til platen med hull

5.3.3 Valg av data

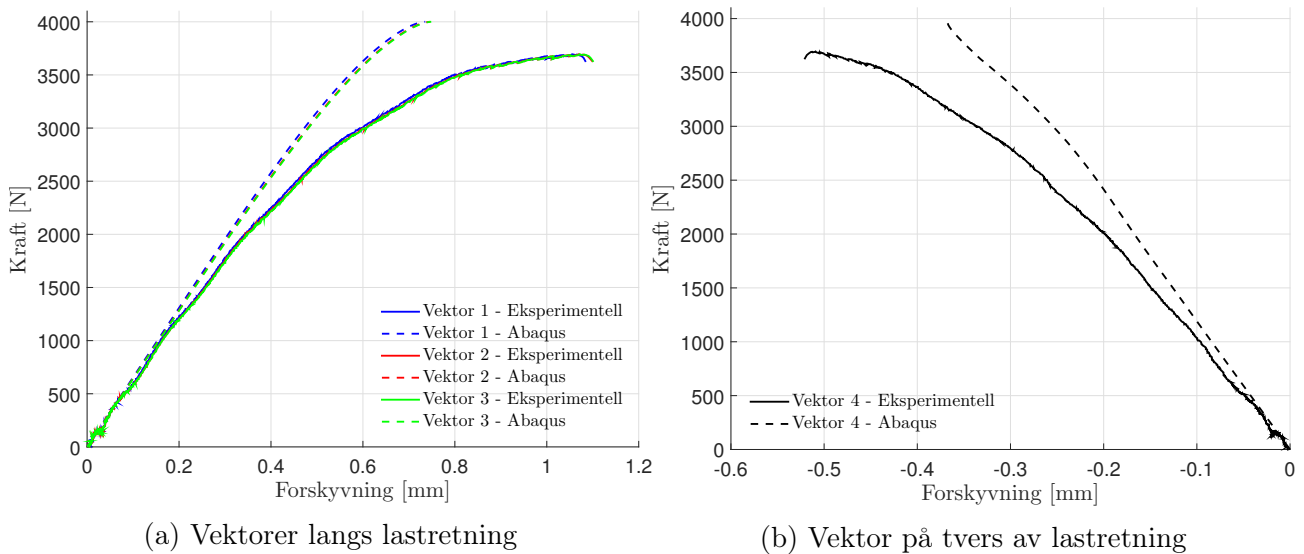
På samme måte som for databehandlingen av det eksperimentelle forsøket, ble forskyvningen hentet ut fra fire forskjellige områder. Dette ble gjort ved å hente ut fire par med nodeforskyvninger, som vil tilsvare de fire vektorene i eCorr. Etersom det er brukt samme elementnett i området rundt hullet, og elementstørrelsen er tilnærmet lik, er posisjonen på de fire vektorene den samme for eCorr og den numeriske modellen. For å kunne sammenligne to forskyvningsmål, er det viktig at forskyvningen er hentet fra samme lokasjon.

Kraften som ble påført den numeriske modellen ble funnet på samme måte som for materialtesten, altså en sum av kreftene i langsgående retning i den fast innspennte enden.

5.4 Resultater og diskusjon

5.4.1 Valg av forskyvningsmål

I en strekktest av en plate med hull, kan forskyvningsmålet være sensitivt til hvor det hentes fra. For å sjekke sensitiviteten til forskyvningsmålene, ble det gjort en sammenligning av kraft-forskyvningskurvene for de fire ulike forskyvningsmålene vist i figur 5.5. Fra figur 5.9, ser man at det er liten forskjell i de tre langsgående vektorene. Det er ikke lett å sammenligne det tverrgående forskyvningsmålet med de langsgående, men differansen i kraften mellom eksperimentelt og numerisk resultat er omtrent det samme for langsgående og tverrgående vektor. På grunn av liten forskjell for ulike forskyvningsmål, ble det valgt å bruke vektor 3 som forskyvningsmål for komponenttesten.



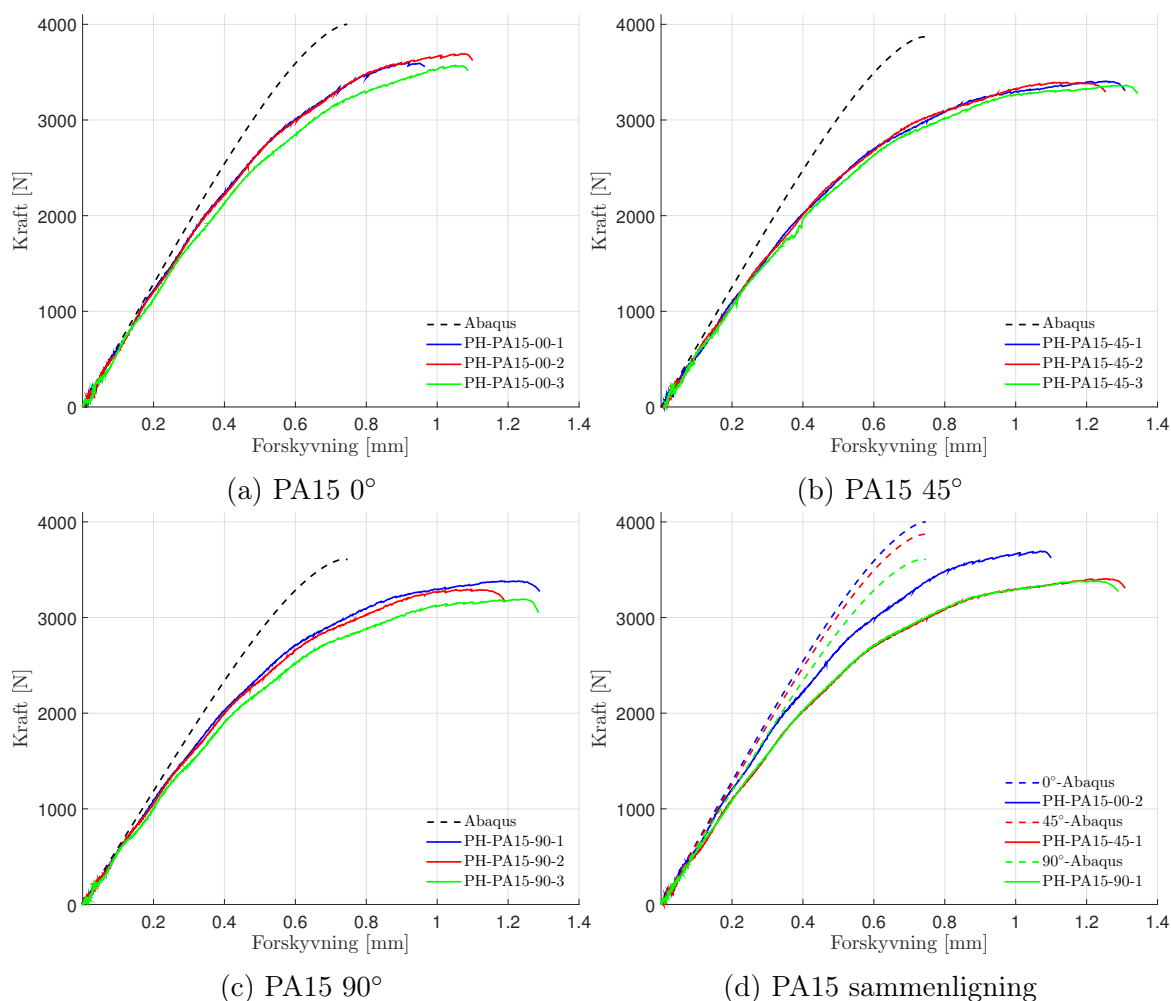
Figur 5.9: Sammenligning av forskyvningsmål for fire ulike posisjoner

5.4.2 Resultater fra komponenttest for PA15

I figur 5.10 er kraft-forskyvningskurven til de eksperimentelle forsøkene og den numeriske modellen vist for forskjellige orienteringer for PA15. Som man ser fra figuren, er det stort avvik mellom responsen de eksperimentelle forsøkene gir, og den numeriske modellen. I figur 5.10 (a-c) er kraft-forskyvningskurvene til en orientering på henholdsvis 0° , 45° og 90° vist. I figur 5.10d er det valgt en representativ kurve for de ulike orienteringene fra de eksperimentelle forsøkene.

I det elastiske området, er det godt samsvar mellom kraft-forskyvningskurven fra den numeriske modellen og de eksperimentelle forsøkene. Generelt ser man at det begynner å oppstå skade for de eksperimentelle forsøkene ved en lavere forskyvning, enn for den numeriske modellen. Dette gjør at den numeriske modellen har en høyere maksimal kraft. Forskjellen mellom maksimal kraft for numerisk modell og de eksperimentelle forsøkene ligger på mellom 300 N og 500 N.

Den største forskjellen mellom de eksperimentelle forsøkene og den numeriske modellen, er duktiliteten. For materialtesten, var det kun for en orientering på 45° det var tydelig forskjell på duktiliteten. Fra komponenttesten, er det tilnærmet like stor forskjell på bruddforskyvningen fra numerisk modell og eksperimentelle forsøk for 90° og 45° . Det er også en stor forskjell for 0° .



Figur 5.10: Kraft-forskyvning til komponenttesten for PA15 ved forskjellig orientering

5.4.3 Resultater fra komponenttest for PA30

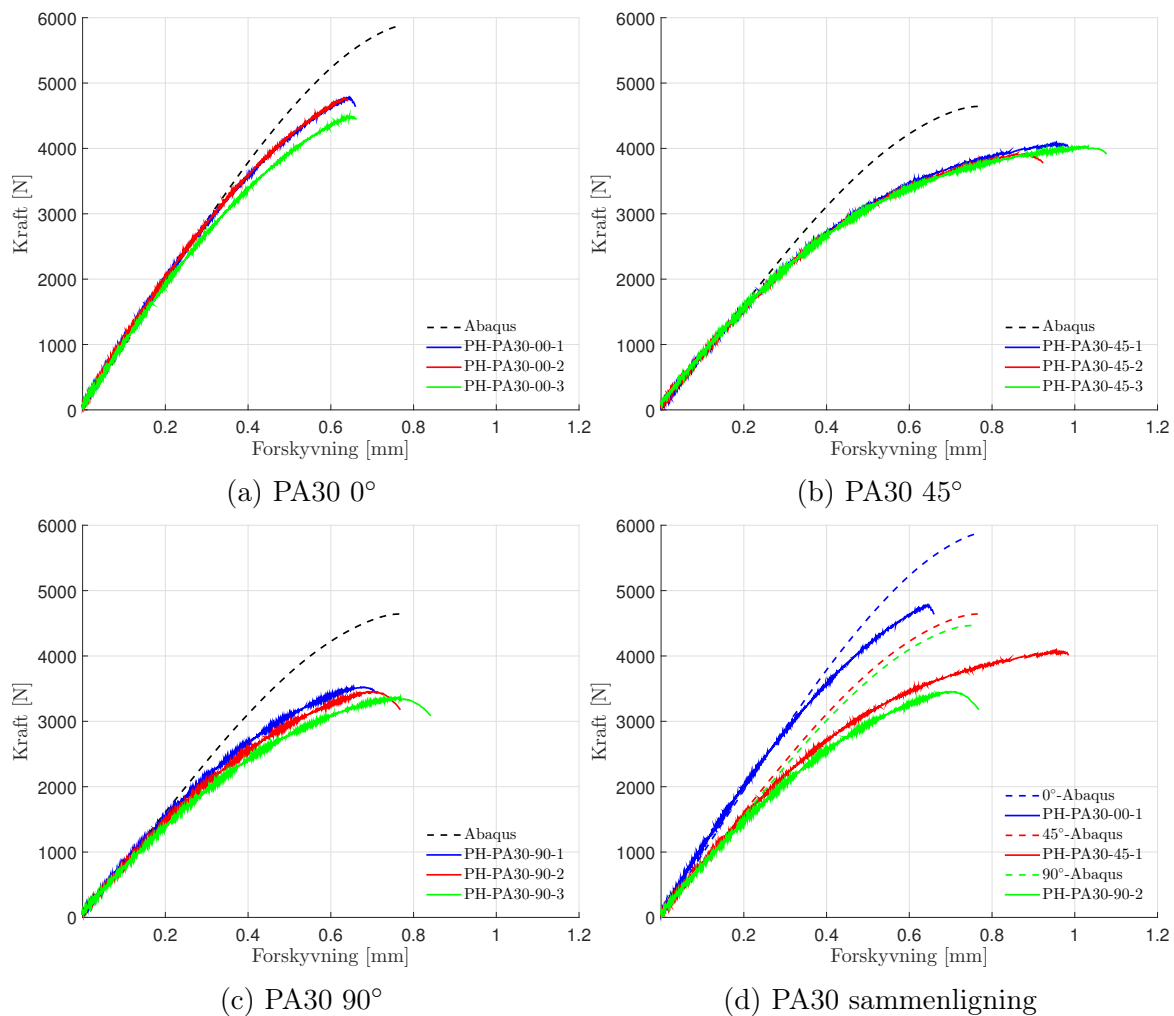
Kraft-forskyvningskurven til de eksperimentelle forsøkene og den numeriske modellen for forskjellige orienteringer for PA30 er vist i figur 5.11. Som for PA15, er komponenttestene fra hver orienteringen fra de eksperimentelle forsøkene sammenlignet med den numeriske modellen. I figur 5.11 (a-c) er kraft-forskyvningskurven til henholdsvis 0°, 45° og 90° vist. I figur 5.11d er det valgt en representativ kurve fra hver orientering, og sammenlignet med kraft-forskyvningskurven til den numeriske modellen for de tre materialorienteringene.

Fra oppmålingen av komponenttestene skilte repetisjon 1 og 3 av PA30 med 90° orientering seg ut med dimensjonene, se delkapittel 5.1. Fra kraft-forskyvningskurvene til disse to prøvestykkene, se figur 5.11c, ser man at den som ikke skilte seg ut, repetisjon 2, ligger mellom kurvene til repetisjon 1 og 3.

For PA30, som for PA15, er det godt samsvar med kraft-forskyvningskurven til de eksperimentelle resultatene og den numeriske modellen i starten kraftforløpet. Som man ser fra kraft-forskyvningskurven, oppstår skaden i prøvestykkene fra de eksperimentelle forsøkene ved en

lavere kraft enn for de numeriske modellene. Dette gjør at også for PA30, har gir de numeriske modellene en høyere maksimum kraft. Avhengig av orientering på materialet, ligger forskjellen på kraften mellom 500 N og 1200 N. Den største kraftforskjellen fra de eksperimentelle forsøkene og numeriske modellen, finner man for 90° .

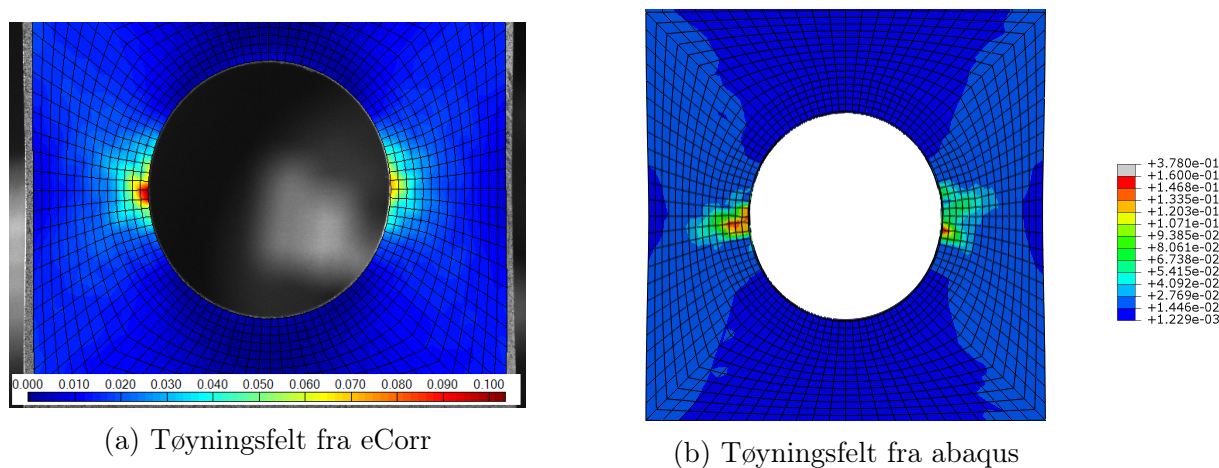
For PA30 er det bedre samsvar for forskyvningen ved brudd mellom de eksperimentelle forsøkene og de numeriske modellene. Ser man på kraft-forskyvningskurven til 0° , se figur 5.11a, ser man at den numeriske modellen har en lavere forskyvning ved brudd. For 90° , se figur 5.11c, har de eksperimentelle forsøkene og den numeriske modellen tilnærmet samme forskyvning ved brudd. Forskyvningen ved brudd for 45° , se figur 5.11b, er større for de eksperimentelle forsøkene. De eksperimentelle forsøkene fra materialtesten, ga også en mer duktil oppførsel enn den numeriske modellen med de optimaliserte kalibrerte materialparameterene, se figur 4.17a i avsnitt 4.7.1. Dette gjør at det var forventet numeriske modellen for komponenttesten, skulle gi en mer duktil oppførsel for orientering på 45° .



Figur 5.11: Kraft-forskyvning til komponenttesten for PA30 ved forskjellig orientering

5.4.4 Tøyningsfelt fra komponenttest

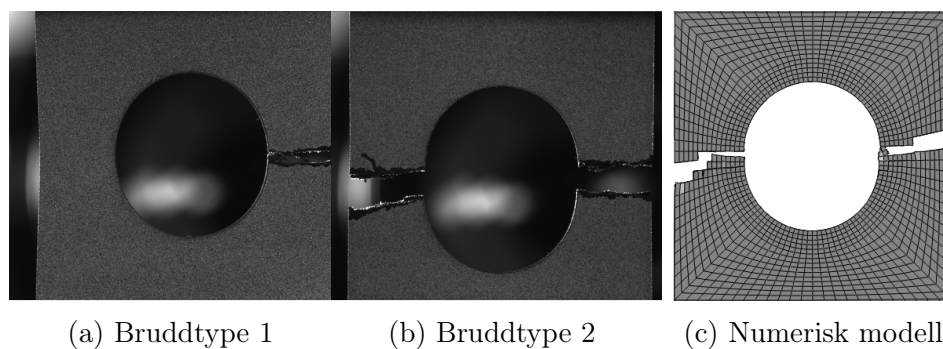
Tøyningsfeltet til komponenttesten ble funnet fra eCorr og sammenlignet med tøyningsfeltet fra den numeriske modellen. I figur 5.12 vises den største hovedtøyningen til elementene ved maksimal kraft. Fargekodene til den numeriske modellen måtte justeres, ettersom det var noen element i tykkelsen som hadde oppnådd store tøyninger. I eCorr er det kun fra overflaten tøyningsfeltet vises, og det kan være element i tykkelsen som har oppnådd store tøyninger der også. Fargekoden fra numerisk modell ble derfor justert slik at rødt, som er størst tøyning, har verdien 0.16. I dette tilfelle er det PA30, med orientering 0° som blir sammenlignet. Sammenligningen viser at tøyningen før brudd er større for den numeriske modellen enn for det eksperimentelle forsøket. Både tøyningsfeltet fra eksperimentet og fra den numeriske modellen viser en tøyningskonsentrasjon ved hullet, der tøyningene er større på ene siden enn den andre.



Figur 5.12: Tøyningsfeltet fra eCorr og Abaqus for PA30 0°

5.4.5 Sammenligning av brudd

I de eksperimentelle forsøkene oppstod det enten brudd på ene side av hullet, eller på begge sidene samtidig, se figur 5.13. Det kan være flere årsaker til at det for noen tester kun ble brudd på en side, som for eksempel at prøvestykket har flere defekter på den ene siden, eller at prøvestykket stod ikke-sentrisk i strekkapparatet som for materialtesten, se avsnitt 3.3.4. Det er valgt å ikke se nærmere på dette. I den numeriske modellen ser man i figur 5.13 at det ble brudd på begge sider av hullet.



Figur 5.13: De to ulike bruddene på eksperimentelt forsøk, og bruddet i numerisk modell

5.4.6 Diskusjon

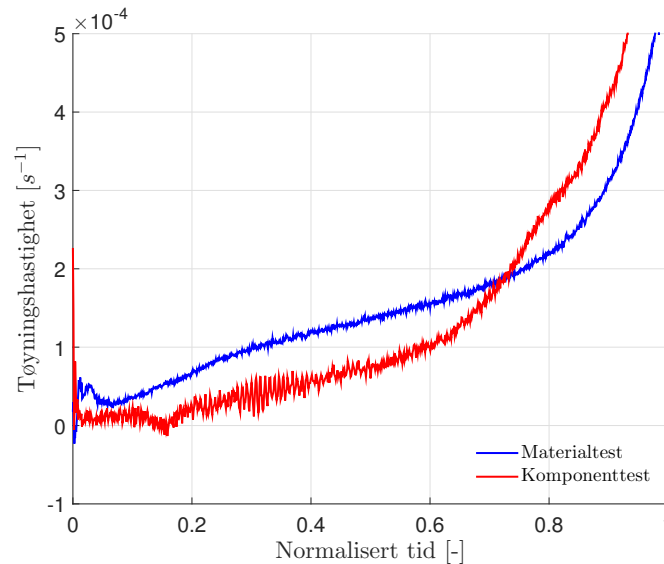
Valideringstesten av materialparameterene viste stor forskjell i responsen fra de eksperimentelle forsøkene og den numeriske modellen. Det kan være flere grunner til avviket, og vil bli diskutert i dette avsnittet.

En forskjell for PA30, fra PA15, er at både 0° og 90° har lavere forskyvning ved brudd for den numeriske modellen, enn komponenttesten. Dette kan skyldes at den representative kurven som ble brukt til å kalibrere materialparameterene til PA30, var den mest duktile kurven. For PA15 var ikke dette tilfelle, se avsnitt 3.4.4.

I den numeriske modellen, ble det brukt nominell geometri til å dimensjonere det modellerte prøvestykket. Fra tabell B.1 i vedlegg C.1, ser man at de oppmålte dimensjonene av prøvestykkene til komponenttesten er generelt lavere enn de nominelle verdiene. Det er kun det ene diametermålet av hullet som har en større oppmålt lengde. Dette gjør at tverrsnittsarealet til prøvestykkene ved hullet, vil være mindre for de eksperimentelle prøvestykkene. Selv om det ikke er stor forskjell i tverrsnittsarealet, vil det gjøre at de eksperimentelle prøvestykkene vil være svakere. Den representative testen fra PA30 0° har et oppmålt tverrsnittsareal på 44.4 mm^2 , der det er brukt et gjennomsnitt av de to målene for tykkelsen. Det nominelle tverrsnittsarealet er 45 mm^2 , som vil si at det oppmålte tverrsnittsarealet er omtrent 1.3% lavere enn det nominelle tverrsnittsarealet. For å kompensere for forskjellen, burde kraften fra de eksperimentelle forsøkene blitt endre, som en funksjon av tverrsnittsarealet.

Forskjell i tøyningshastigheten fra de materialtesten og komponenttesten, kan være annen årsak til differansen mellom kraft-forskyvningskurven fra de eksperimentelle forsøkene og den numeriske modellen til komponenttesten. Fiberarmerte polymerer er avhengig av tøyningshastigheten, der lavere tøyningshastighet vil gi materialet en mer duktil oppførsel, se avsnitt 2.1.4. Fra figur 5.14, kan man se at tøyningshastigheten er lavere for komponenttesten, enn for materialtesten. For komponenttesten ble ikke kraften påført prøvestykket før en normalisert tid på omtrent 0.18, som er grunnen til den lave tøyningshastigheten i starten av kurven. Forskjellen i tøyningshastigheten til materialtesten og komponenttesten er omtrent faktor 2, og vil sannsynligvis utgjøre en forskjell i responsen. Materialparameterene til den numeriske modellen er kalibrert ut fra materialtesten, og vil derfor ikke ta i betraktning endringen i tøyningshastighet for komponenttesten. For å hindre at tøyningshastigheten skal påvirke resultatene til den nume-

riske modellen, kan det være en fordel å implementere tøyningshastigheten i materialmodellen SBMM.



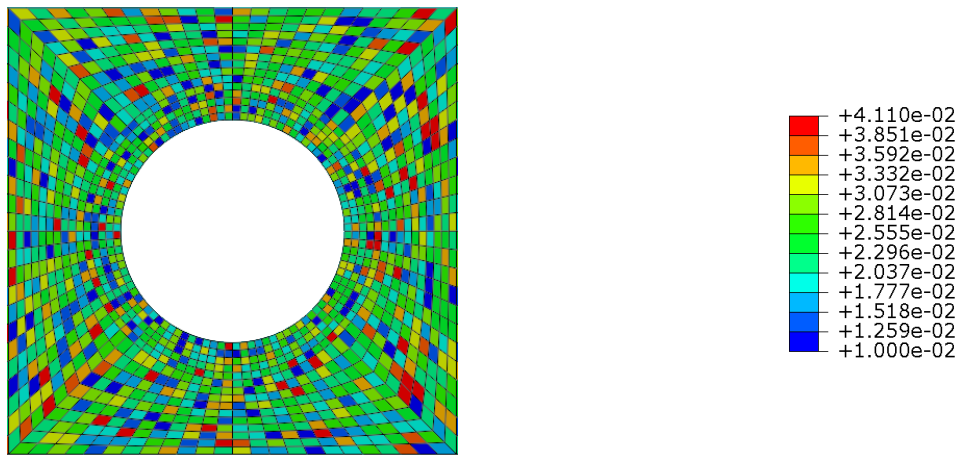
Figur 5.14: Tøyningshastigheten, $\dot{\epsilon}$, fra materialtesten og komponenttesten for PA15.

Forskyvningshastigheten til komponenttesten, ble satt til 0.18 mm/min. Dette er en forskyvningshastighet som er fem ganger saktere enn hva den var for materialtesten, der den ble satt til 0.9 mm/min. Det ble prøvd å endre hastigheten på den numeriske modellen, ved å sette forskyvningshastigheten til en femtedel av det den var for den numerisk modellen til materialtesten. Dette påvirket ikke resultatet.

Elementnettet til den numeriske modellen av komponenttesten, består av elementer i forskjellige størrelser og er forskjellig fra elementnettet til materialtesten. Selv om sensitivitetstesten av elementnett ikke var gyldig, se delkapittel 4.8, kan ulike elementstørrelser påvirke resultatet.

På grunn av et nytt elementnett, blir det en anderledes fordeling av skadeparameteren κ_0 for komponenttesten i forhold til materialtesten. Fra testene som har blitt gjort her, vet man ikke om fordelingen av κ_0 ligger som en ekstremalverdi for materialtesten eller komponenttesten. Dette kan gjøre at det blir forskjellig resultat. Fordelingen av skadeparameter κ_0 for komponenttesten, er vist i figur 5.15. En ny fordeling av κ_0 kan unngås ved å fordele κ_0 fordeles på et MS-mesh, for å så diskretisere dette elementnettet på FE-mesh. Dette er mer forklart i delkapittel 4.9.

Hullet i platen gjør at det ikke vil være én-akset strekk under strekktesten. Dette gjør at kan oppstå andre positive tøyninger enn langsgående tøyning, og modellkonstanten a_f kan påvirke responsen. Fra tidligere simuleringer, er a_f satt til 2. En test for $a_f = 4$ og $a_f = 10$, viste ingen forskjell i responsen.



Figur 5.15: Fordelingen av skadeparameteren κ_0 for PA30 i området rundt hullet til komponenttesten.

6 Konklusjon

Et eksperimentelt og numerisk studie av polyamid (PA) og sprøytetøpt glassfiberarmert polyamid med en fiberandel på 15 vekt% (PA15) og 30 vekt% (PA30) ble gjennomført. Gjennom materialtester i form av strekktester, ble den mekaniske oppførselen til materialene studert og sammenlignet. SIMLab sin materialmodell for sprø materialer ble kalibrert og validert for de fiberarmerte materialene. Modellen er en enkel lineær skademodell med statistisk fordelte skadeparametere, som i dette arbeidet ble kombinert med ortotropisk elastisitet.

Kvasi-statiske, én-aksete strekktester ble utført for PA og glassfiberarmert PA. Fiberarmerte sprøytetøpte materialer er svært anisotrope av natur, ettersom kompliserte fiberorienteringsfordelinger dannes under støpeprosessen. Derfor ble strekktestene utført i tre forskjellige orienteringer relativt til støperetningen: 0° , 45° og 90° , med tre repetisjoner. Digital Image Correlation (DIC) ble brukt til å beregne tøyningfeltene, som viste at tøyningmålene fra testene varierte lineært over tverrsnittet. Det ble konkludert med at prøvestykkene var plassert ikke-sentrisk i strekkmaskinen, noe som førte til at et moment virket på prøvestykkene. Dette ga en bøyepening i tillegg til normalspenningen, og det var nødvendig å gjennomføre en korreksjon av spenningen. For å unngå moment ved senere strekktester, bør man bruke en innspenningstype som ikke holder prøvestykket fast for rotasjon.

Fra den mekaniske oppførselen til materialene, ble det påvist at PA har en duktil oppførsel og fiberarmerte polyamid har en mer sprø oppførsel. Ved en økning av fiberandelen, økte stivheten og strekkfastheten til materialene. En sammenligning viste en større økning i E-modulen fra PA15 til PA30, enn fra PA til PA15. Det viste seg også å være større forskjell i materialoppførselen ved ulike orienteringer for PA30 enn for PA15.

Ved bruk av en numerisk modell ble materialparameterene til materialmodellen for sprø materialer kalibrert for PA15 og PA30. De fleste elastiske materialparameterene var tilgjengelige fra materialtestene, og ble kalibrert direkte fra disse. Parameterene i skademodellen ble kalibrert gjennom numeriske simuleringer av materialtesten med orientering på 0° . For å gjøre materialmodellen mer brukervennlig ble det foreslått en kalibreringsprosedyre. Responsen fra den numeriske modellen med kalibrert materialmodell stemte godt med resultatene fra materialtestene for orientering på 0° og 90° . Den numeriske modellen traff godt på både stivhet, strekkfasthet og bruddtøyning, og klarte å gjenskape de inhomogene tøyningfeltene som materialtestene hadde. For orientering på 45° , ga den numeriske modellen for høy strekkfasthet og for lav bruddtøyning.

For å validere materialmodellen, ble det utført komponenttester i form av strekktester av plate med hull for PA15 og PA30. På samme måte som for materialtestene, ble komponenttestene utført i tre forskjellige orienteringer med tre repetisjoner. Sammenligningen av resultater fra forsøk og numeriske simuleringer, viste store avvik i responsen. Stivheten i starten stemte godt, men simuleringene ga en høyere maksimal kraft. For orientering på 0° og 90° ga simuleringene en for høy forskyvning ved brudd for PA15, men traff bedre for PA30. Simuleringene for 45° ga en for høy forskyvning for begge materialene. Det ble påvist forskjellig tøyningshastighet for materialtesten og komponenttesten, som kan påvirke responsen. Simuleringene ble begrenset

av mangel på kontroll av den tilfeldige fordelte skadeparameteren κ_0 , som fikk en ny fordeling ved endring av elementnettet.

6.1 Videre arbeid

For å forbedre materialmodellen til glassfiberarmert polyamid, er det flere aspekter som kan undersøkes. Forslag til videre arbeid er:

- Gjøre materialtester ut av planet for å bestemme E-modulen ut av planet. Skjærtester bør også gjøres, for å bestemme de ulike skjærmodulene. For å sjekke om det er forskjell i materialoppførselen i strekk og trykk, bør det også gjøres trykktester.
- Kalibreringsprosedyren som ble fremstilt i oppgaven, bør testes på flere materialer. Det bør også gjøres forbedringer, slik at skadeparameterene kan bestemmes direkte fra materialtestene.
- Det bør undersøkes hvilke bruddmekanismer som oppstår for ulike orienteringer av prøvestykkene. Hvis bruddmekanismene påvirker materialoppførselen, bør dette implementeres i materialmodellen.
- Elementnettsensitiviteten bør testes ved bruk av samme fordelingen av κ_0 over elementnettet. Den samme fordelingen av κ_0 bør også brukes for materialtesten og komponenttesten.
- Etersom fiberarmert polyamid er tøyningshastighetsavhengig, bør tøyningshastigheten implementeres i materialmodellen. Det bør også sjekkes om temperaturen påvirker materialoppførselen.
- Det bør utføres materialtester for en større andel fiber og se hvordan materialoppførselen endrer seg.
- Validere materialmodellen for andre orienteringer i forhold til støperetning enn hva som er gjort i denne oppgaven. Det vil være interessant å se responsen den kalibrerte materialmodellen gir.

Bibliografi

- [1] P. K. Mallick. *Fiber-Reinforced Composites: materials, manufacturing, and design*. Marcel Dekker, Inc., 1988.
- [2] K. K. Chawla. *Composite Materials: Science and Engineering*. Springer, 2013.
- [3] W. D. Callister and D. G. Rethwisch. *Materials Science and Engineering*. John Wiley & Sons, Inc., 2010.
- [4] N. Mills. *Plastics - Microstructure and Applications*. Butterworth-Heinemann, 2005.
- [5] Z. Wang, Y. Zhou, and P. K. Mallick. Effects of temperature and strain rate on the tensile behavior of short fiber reinforced polyamide-6. *Polymer Composites*, 23(5):858–871, 2002.
- [6] S. Kalpakjian and S. R. Schmid. *Manufacturing Processes for Engineering Materials*. Pearson Education, Inc., 2008.
- [7] M. Vincent, T. Giroud, A. Clarke, and C. Eberhardt. Description and modeling of fiber orientation in injection molding of fiber reinforced thermoplastics. *Polymer*, 46(17):6719–6725, 2005.
- [8] G. Davies. *Materials for Automobile Bodies*. Butterworth-Heinemann, 2003.
- [9] A. Bernasconi, P. Davoli, A. Basile, and A. Filippi. Effect of fibre orientation on the fatigue behaviour of a short glass fibre reinforced polyamide-6. *International Journal of Fatigue*, 29(2):199–208, 2007.
- [10] H. F. Brinson and L. C. Brinson. *Polymer Engineering Science and Viscoelasticity: An Introduction*. Springer, 2008.
- [11] B. Mouhmid, A. Imad, N. Benseddiq, S. Benmedakhène, and A. Maazouz. A study of the mechanical behaviour of a glass fibre reinforced polyamide 6,6: Experimental investigation. *Polymer Testing*, 25(4):544–552, 2006.
- [12] T. L. Anderson. *Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications*. Taylor & Francis Group, 2005.
- [13] S. Fara and A. Pavan. Fibre orientation effects on the fracture of short fibre polymer composites; on the existence of a critical fibre orientation on varying internal material variables. *Journal of Materials Science*, 39(11):3619–3628, 2004.
- [14] O. S. Hopperstad and T. Børvik. *Lecture Notes: Materials Mechanics Part 1*. Structural IMPact Laboratory, 2013.
- [15] R.D. Cook, D. S. Malkus, M. E. Plesha, and R. J. Witt. *Concepts and Applications of Finite Element Analysis, 4th Edition*. John Wiley & Sons, Inc., 2001.
- [16] K. Bell. *Konstruksjonsmekanikk Del II - Fasthetslære*. Fagbokforlaget, 2015.
- [17] L. P. Kollar and G. S. Springer. *Mechanics of Composite Structures*. Cambridge University Press, 2009.
- [18] N. P. Vedvik. *Essential Mechanics of Composites*. Institutt for produktutvikling og materialer, 2014.

-
- [19] SIMLab, Department of Structural Engineering. *SIMLab Brittle Materials Model (SBMM): Theory, user's and example manual*, February 2015.
- [20] M. Jerabek, Z. Major, and R. W. Lang. Strain determination of polymeric materials using digital image correlation. *Polymer Testing*, 29(3):407–416, 2010.
- [21] LanXESS. Durethan bkV 15 h2.0 dus008 901510. <https://techcenter.lanxess.com/scp/emea/en/products/type/datasheet.jsp?ref=&gid=7284&pid=47>, 2015. [Tilgang 2015-06-13].
- [22] LanXESS. Durethan bkV 30 h2.0 901510. <https://techcenter.lanxess.com/scp/emea/en/products/type/datasheet.jsp?ref=&gid=9285&pid=47>, 2015. [Tilgang 2015-06-13].
- [23] Dassault Systèmes Simulia Corp., Providence, RI, USA. *Abaqus 6.14 Documentation*, 2014.
- [24] O. Knoll. *PhD Thesis: A probabilistic Approach in Failure Modelling of Aluminium High Pressure Die-Castings*. 2015.

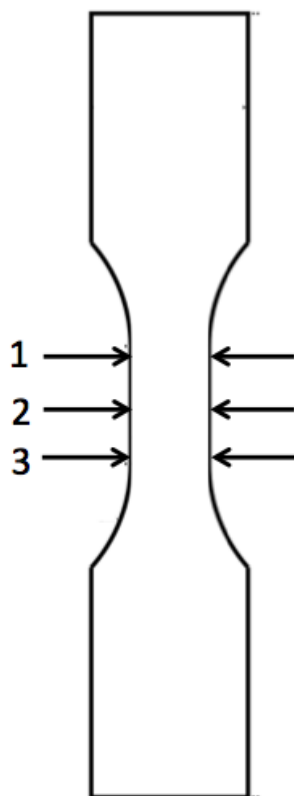
Vedlegg

A Materialtest

I dette vedlegget vil de oppmålte dimensjonene til prøvestykkene fra materialtesten bli presentert, samt resultater fra de eksperimentelle forsøkene som ikke ble presentert i hoveddelen av oppgaven.

A.1 Dimensjoner

I tabell A.1 kan man se de oppmålte dimensjonene til prøvestykkene fra materialtesten. Det ble tatt tre mål fra bredden og tykkelsen. Hvor de ulike målene er tatt fra er vist i figur A.1. I tabell A.1 finner man arealet til de ulike prøvestykkene, der det er brukt medianmålet fra bredden og tykkelsen.



Figur A.1: Hvor de ulike målene ble tatt fra for materialtesten

Dimensjoner							Medianareal [mm^2]
Material	Bredde [mm]			Tykkelse [mm]			
	1	2	3	1	2	3	
T-PA00-00-1	10.066	10.067	10.070	3.032	3.033	3.032	30.523
T-PA00-00-2	10.065	10.065	10.067	3.040	3.039	3.039	30.588
T-PA00-00-3	10.072	10.075	10.070	3.046	3.047	3.046	30.679
T-PA00-45-1	10.030	10.028	10.028	3.037	3.036	3.034	30.445
T-PA00-45-2	10.047	10.045	10.044	3.036	3.032	3.034	30.477
T-PA00-45-3	10.036	10.035	10.034	3.039	3.038	3.038	30.486
T-PA00-90-1	10.050	10.045	10.047	3.044	3.041	3.040	30.553
T-PA00-90-2	10.040	10.041	10.037	3.039	3.037	3.035	30.491
T-PA00-90-3	10.030	10.028	10.027	3.037	3.038	3.035	30.455
T-PA15-00-1	10.020	10.019	10.021	2.961	2.964	2.965	29.699
T-PA15-00-2	10.064	10.064	10.066	2.968	2.966	2.968	29.870
T-PA15-00-3	10.056	10.060	10.063	2.977	2.978	2.980	29.959
T-PA15-45-1	10.039	10.037	10.034	2.956	2.957	2.960	29.679
T-PA15-45-2	10.047	10.047	10.043	2.967	2.967	2.967	29.809
T-PA15-45-3	10.056	10.054	10.045	2.973	2.974	2.975	29.901
T-PA15-90-1	10.047	10.046	10.042	2.954	2.954	2.952	29.676
T-PA15-90-2	10.055	10.054	10.054	2.959	2.958	2.958	29.740
T-PA15-90-3	10.064	10.061	10.060	2.965	2.961	2.963	29.811
T-PA30-00-1	10.051	10.053	10.055	2.961	2.964	2.961	29.767
T-PA30-00-2	10.028	10.027	10.028	2.966	2.965	2.965	29.733
T-PA30-00-3	10.065	10.068	10.071	2.979	2.980	2.980	30.003
T-PA30-45-1	10.054	10.053	10.053	2.963	2.962	2.961	29.777
T-PA30-45-2	10.069	10.073	10.072	2.967	2.966	2.963	29.874
T-PA30-45-3	10.053	10.053	10.054	2.970	2.968	2.968	29.837
T-PA30-90-1	10.034	10.031	10.033	2.969	2.968	2.967	29.778
T-PA30-90-2	10.045	10.046	10.045	2.965	2.965	2.963	29.783
T-PA30-90-3	10.040	10.037	10.039	2.965	2.966	2.964	29.766

Tabell A.1: Oppmålte dimensjoner av prøvestykket til materialtesten

A.2 Resultater

Fra databehandling av de eksperimentelle forsøkene til materialtesten, ble den mekaniske oppførselen til prøvestykkene funnet. I tabell A.2 finnes E-modulen til alle 27 materialtestene. Det ble også tatt et gjennomsnitt av E-modulen til hver orientering for hvert materialet.

Fra forholdet mellom langsgående og tverrgående tøyning i elastisk området, ble Poissons tall funnet fra de eksperimentelle forsøkene. Fra hvert prøvestykket ble det funnet to mål for Poissons tall, ved bruk av tverrtøyning over bredden og over tykkelsen. I tabell A.3 finnes Poissons tall for orientering på 0° og 90° for alle repetisjonene av de tre materialene. Her er det brukt materialkoordinater, slik at 1-retning er i smeltestrømretningen, 2-retning er på tvers av smeltestrømretning, men i xy-planet, og 3-retning er i z-retning.

Flytespenning, σ_y , og bruddspenning, σ_b , med tilhørende tøyninger, ε_y og ε_b , samt strekkfastheten σ_{TS} til de eksperimentelle forsøkene finnes i tabell A.4.

E-modulus, E [MPa]					
Material	Orientering	Repetisjon			Gjennomsnitt
		1	2	3	
PA	0	3129	3278	2896	3101
PA	45	2800	2761	2763	2775
PA	90	2594	2519	2607	2573
PA15	0	4545	4323	4583	4484
PA15	45	4169	4139	4100	4136
PA15	90	4047	4000	3940	3996
PA30	0	7230	6965	7563	7253
PA30	45	5136	5150	4985	5090
PA30	90	5420	5283	5173	5292

Tabell A.2: E-modulen til materialtestene

Poisson-ratio, ν						
Material	Orientering	Repetisjon	ν_{12}	ν_{13}	ν_{21}	ν_{23}
PA	0	1	0.37	0.39	-	-
PA	0	2	0.39	0.42	-	-
PA	0	3	0.37	0.42	-	-
PA	90	1	-	-	0.28	0.37
PA	90	2	-	-	0.30	0.45
PA	90	3	-	-	0.33	0.49
PA15	0	1	0.40	0.39	-	-
PA15	0	2	0.39	0.38	-	-
PA15	0	3	0.41	0.38	-	-
PA15	90	1	-	-	0.33	0.45
PA15	90	2	-	-	0.32	0.44
PA15	90	3	-	-	0.32	0.48
PA30	0	1	0.40	0.31	-	-
PA30	0	2	0.38	0.29	-	-
PA30	0	3	0.41	0.32	-	-
PA30	90	1	-	-	0.22	0.55
PA30	90	2	-	-	0.21	0.53
PA30	90	3	-	-	0.21	0.52

Tabell A.3: Poissons tall fra materialtestene

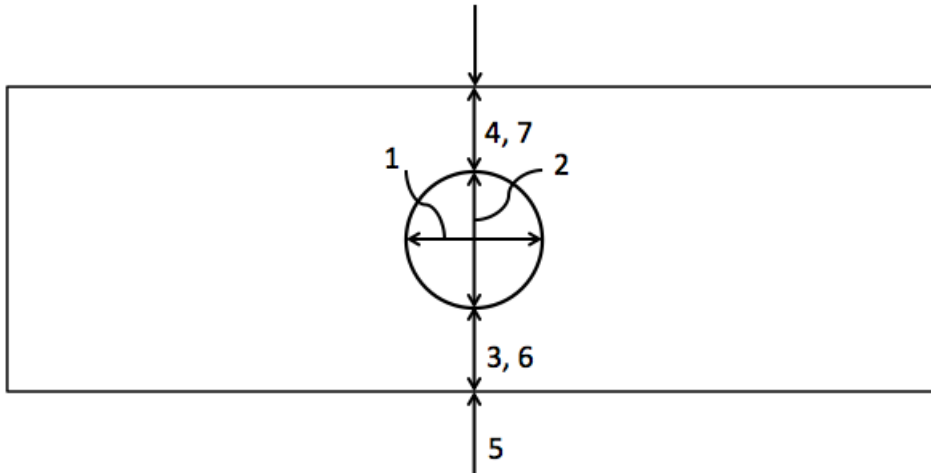
Materialdata					
Material	σ_y [MPa]	ε_y	σ_f [MPa]	ε_f	σ_{TS} [MPa]
T-PA00-00-1	70.7	0.0456	104.7	0.463	-
T-PA00-00-2	70.7	0.0418	104.8	0.403	-
T-PA00-00-3	69.2	0.0425	102.3	0.448	-
T-PA00-45-1	70.8	0.0447	168.6	1.067	-
T-PA00-45-2	69.9	0.0456	127.0	0.720	-
T-PA00-45-3	68.9	0.0455	140.2	0.976	-
T-PA00-90-1	66.7	0.0486	157.5	0.993	-
T-PA00-90-2	65.6	0.0480	156.4	0.963	-
T-PA00-90-3	65.3	0.0499	106.6	0.546	-
T-PA15-00-1	62.4	0.0138	103.6	0.0392	103.6
T-PA15-00-2	60.1	0.0139	99.6	0.0418	100.3
T-PA15-00-3	65.3	0.0139	104.8	0.0404	106.6
T-PA15-45-1	60.5	0.0148	85.0	0.0846	95.2
T-PA15-45-2	59.4	0.0146	95.2	0.0482	95.9
T-PA15-45-3	61.2	0.0154	86.7	0.0956	94.6
T-PA15-90-1	58.6	0.0144	91.9	0.0392	92.3
T-PA15-90-2	55.5	0.0136	91.7	0.0425	92.2
T-PA15-90-3	57.6	0.0142	90.3	0.0496	91.5
T-PA30-00-1	90.2	0.0125	139.4	0.0411	143.1
T-PA30-00-2	89.8	0.0127	138.1	0.0369	139.9
T-PA30-00-3	97.4	0.0127	149.9	0.0317	150.9
T-PA30-45-1	66.7	0.0133	102.6	0.0683	106.4
T-PA30-45-2	71.3	0.0142	100.3	0.0821	107.5
T-PA30-45-3	65.2	0.0134	97.3	0.1045	104.8
T-PA30-90-1	71.3	0.0131	108.2	0.0490	109.1
T-PA30-90-2	68.6	0.0130	106.6	0.0444	107.1
T-PA30-90-3	65.9	0.0126	104.8	0.0377	106.0

Tabell A.4: Materialdata hentet fra spenning-tøyningskurvene fra materialtestene

B Komponenttest

B.1 Dimensjoner

I tabell B.1 kan man se de oppmålte dimensjonene til prøvestykkene fra komponenttesten. Hvor de ulike målene er tatt fra er vist i figur B.1.



Figur B.1: Hvor de ulike målene ble tatt fra for komponenttesten

Dimensjoner							
Materiale	Diameter [mm]		Hull til kant [mm]		Bredde [mm]	Tykkelse [mm]	
	1	2	3	4	5	6	7
PH-PA00-00-1	15.01	15.06	7.41	7.42	29.95	3.039	3.050
PH-PA00-00-2	15.01	15.05	7.43	7.41	29.98	3.015	3.024
PH-PA00-00-3	15.01	15.07	7.43	7.42	29.94	3.024	3.033
PH-PA00-45-1	15.00	15.06	7.45	7.43	29.96	3.029	3.038
PH-PA00-45-2	15.01	15.06	7.44	7.43	29.99	3.026	3.031
PH-PA00-45-3	15.01	15.06	7.43	7.42	29.97	3.029	3.027
PH-PA00-90-1	15.00	15.04	7.45	7.43	29.95	3.027	3.039
PH-PA00-90-2	15.01	15.07	7.43	7.46	29.94	3.027	3.028
PH-PA00-90-3	15.01	15.06	7.44	7.43	29.95	3.028	3.028
PH-PA15-00-1	15.00	15.05	7.44	7.42	29.94	2.968	2.984
PH-PA15-00-2	15.01	15.06	7.43	7.41	29.96	2.960	2.955
PH-PA15-00-3	15.01	15.05	7.43	7.42	29.93	2.958	2.961
PH-PA15-45-1	15.01	15.05	7.45	7.42	29.94	2.958	2.964
PH-PA15-45-2	15.02	15.07	7.43	7.41	29.94	2.962	2.962
PH-PA15-45-3	15.01	15.05	7.45	7.41	29.93	2.966	2.967
PH-PA15-90-1	15.02	15.04	7.44	7.41	29.93	2.956	2.954
PH-PA15-90-2	15.01	15.05	7.44	7.43	29.93	2.966	2.957
PH-PA15-90-3	15.01	15.04	7.44	7.41	29.92	2.970	2.970
PH-PA30-00-1	14.99	15.05	7.49	7.39	29.97	2.973	2.995
PH-PA30-00-2	14.99	15.05	7.47	7.37	29.95	2.966	2.961
PH-PA30-00-3	14.98	15.04	7.47	7.37	29.96	2.963	2.967
PH-PA30-45-1	14.99	15.05	7.48	7.37	29.96	2.969	2.983
PH-PA30-45-2	14.99	15.05	7.48	7.37	29.96	2.967	2.971
PH-PA30-45-3	14.99	15.05	7.48	7.37	29.97	2.959	2.965
PH-PA30-90-1	15.00	14.99	7.39	7.35	29.80	2.967	2.970
PH-PA30-90-2	14.98	15.03	7.49	7.37	29.94	2.969	2.967
PH-PA30-90-3	14.97	15.04	7.42	7.37	29.86	2.964	2.965

Tabell B.1: Oppmålte dimensjoner av prøvestykkene til komponenttesten

