

Blokkutrivningsbrudd i aluminiumsplater

Karl Christian Falao

Bygg- og miljøteknikk (2 årig)

Innlevert: Mai 2013

Hovedveileder: Arne Aalberg, KT

Norges teknisk-naturvitenskapelige universitet
Institutt for konstruksjonsteknikk



MASTEROPPGAVE 2013

FAGOMRÅDE: Aluminium	DATO: 22.05.2013	ANTALL SIDER: 100+24 (vedlegg)
-------------------------	---------------------	-----------------------------------

TITTEL:

Blokkutrivningsbrudd i aluminiumsplater

Block tearing failures in aluminium plates

UTFØRT AV:

Karl Christian Falao



SAMMENDRAG:

Denne oppgaven er en videreføring av tidligere oppgaver på temaet blokkutrivning i aluminiumsplater. Blokkutrivningsbrudd er en kombinasjon av strekk- og skjærbrudd mellom boltehull som fører til at boltegruppen rives ut av platen som en "blokk". I Norge dimensjoneres det for slike tilfeller ved å benytte regelverket i Eurocode 9, og ett av hovedformålene med oppgaven er å undersøke hvor eksakt dette regelverket estimerer blokkutrivningskapasiteter.

Det er utført nye blokkutrivningsforsøk på en aluminiumsbejelke med profil HDR 0115, og legeringen EN-AW 6082 T6, for å avsløre om friksjon mellom lasker og steg har påvirket bruddlastene i de tidligere forsøkene. I tillegg er det utført nye materialforsøk for å finne ut om legeringens mekaniske egenskaper er endret. Det er også utført numeriske analyser i Abaqus ved bruk av volumelementer for å estimere bruddlast og studere forbindelsenes oppførsel.

Beregninger og forsøksresultater viser at friksjon sannsynligvis bidro til for høye bruddlast under de forrige blokkutrivningsforsøkene. I tillegg viser materialforsøk at legeringen har blitt mindre duktil med årene. Dette er også sannsynligvis en årsak til at forsøksresultatene fra forskjellige forsøksserier varierer mye. Nye forsøk og beregninger bekrefter at Eurocode 9 gir konservative blokkutrivningskapasiteter, og at dette skyldes en underestimering av skjærbidraget i forbindelsene. De numeriske modellene bidrar til å bekrefte dette ved å estimere bruddlast og bruddformer som samsvarer godt med observasjoner fra forsøkene.

FAGLÆRER: Førstemanuensis Arne Aalberg

VEILEDER(E): Førstemanuensis Arne Aalberg og Professor Per Kristian Larsen

UTFØRT VED: Institutt for konstruksjonsteknikk



MASTEROPPGAVE VÅREN 2013

Karl Christian Falao

Blokkutrivingsbrudd i aluminiumsplater

Block tearing failures in aluminium plates

1. Bakgrunn

Knutepunkter og skjøter i stål- og aluminiumkonstruksjoner lages ofte med hjelp av laskeplater eller påsveiste endeplater som skrues sammen med grupper av skruer. Hvis det påføres store krefter til en skruegruppe ved en platekant, større enn det enn det platen omkring skruegruppen tåler, vil deler av platen rives ut (skjæres løs) fra resten. Utrivingen skjer vanligvis langs skruegruppe ytre begrensning, i det bruddsnittet i platen som gir minst motstand.

Bruddformen omtales på engelsk som "block shear failure" eller "block tearing failure", altså en utriving av en "blokk" av platen. Bruddet er mest aktuelt for skruegrupper, hvor en har et redusert areal langs hullene, men kan også inntreffe der plater er sammenføyet med grupper av sveiser på et lite område. Bruddlinjene i en skrueforbindelse vil i strekkpåkjente soner (vinkelrett på den ytre last) oppstå mellom skruehullene, som en avriving av materialet. I skjærpåkjente soner, dvs i linjer parallelt med ytre last, vil bruddet komme som et skjærbrudd langs linjer som tangerer skruehullenes ytre begrensning, eller som en fordelt skjærflytning i materialet like utenfor hullene. For enkelte konfigurasjoner av hullplassering kan bruddlinjer komme på skrå i forhold til ytre last, og da blir resultatet et brudd med kombinasjon av strekk- og skjærbelastning.

Det er tidligere utført flere forsøksserier ved Institutt for konstruksjonsteknikk for stål- og aluminiumsplater med ulike former for blokkutrivinger. Blant annet er det gjort forsøk med I-bjelke-ender med utriving av skruegruppe i steget pga bjelkeskjærkraft, og andre forsøk er gjort med sentrisk strekkbelastede bjelkesteg. I denne oppgaven skal resultatene fra tidligere studentarbeider gjennomgå og kompletteres med flere forsøk med aluminiumsplater, for å avklare usikkerheter i tidligere resultater og skaffe grunnlag for sikrere konklusjoner med hensyn til bruddformer og egnede dimensjoneringsformler.

2. Gjennomføring

Oppgaven kan gjennomføres med følgende elementer:

- Kort gjennomgang av tidligere arbeider.
- Presentasjon av standardens (Eurokode 9, NS EN 1999-1-1) regler for blokk-utrivingsbrudd.
- Vurdere tidligere forsøksresultater og observerte brudd opp mot reglene i standarden og evt. annen litteratur.
- Foreslå kompletterende forsøk, med egnet forsøksoppsett og prøvegeometrier. Omfang av forsøk og behov for materialforsøk avtales med faglærer. Det skal legges vekt på en ryddig og oversiktlig presentasjon av forsøk og forsøksresultater.
- Spesielt vurdere om/hvordan friksjon mellom aluminiums-prøvestykker og forsøksriggens plater (laske-plater) kan påvirke målt bruddlast i nye og tidligere forsøk.
- Se på om bruddlasten og de observerte utrivingsbruddene er påvirket av forsøksriggens plater (laskeplatene). Undersøke om disse platen evt bør gjøres mindre stive, slik at forsøksoppstillingen ligner mer på en «virkelig» laskeskjøt.
- Etablere en FE-modell i Abaqus med modellering med volumelementer. Etterregne utførte forsøk og se på samsvar mellom forsøksresultater og FE-simuleringer, både med hensyn til last-forskyvningskurver, og hvor bruddet ved skruegruppen initieres. Analysere og diskutere FE resultater for spenning- og tøyningstilstanden langs bruddsonene for utrivingsbruddene. Sammenligne FE-simuleringene med lastkapasitetene beregnet etter reglene i standarden.

Kandidaten kan for øvrig i samråd med veilederne konsentrere sitt arbeid til spesielle deler av oppgaven.

3. Rapporten

Oppgaven skal skrives som en teknisk rapport i et tekstbehandlingsprogram slik at figurer, tabeller og foto får god rapportkvalitet. Rapporten skal inneholde et sammendrag, evt. en liste over figurer og tabeller, en litteraturliste og opplysninger om andre relevante referanser og kilder. Oppgaver som skrives på norsk skal også ha et sammendrag på engelsk. Oppgaven skal leveres igjennom «DAIM».

Sammendraget skal ikke ha mer enn 450 ord og være egnet for elektronisk rapportering.

Masteroppgaven skal leveres innen 10. juni 2013.

Trondheim, 14. januar 2013

Arne Aalberg
Førsteamanuensis, Faglærer

Forord

Denne rapporten er en mastergradsoppgave utført og skrevet i siste semester av sivilingeniørstudiet ved Institutt for konstruksjonsteknikk ved Norges teknisk-naturvitenskapelige universitet våren 2013. Oppgaven tilsvarer 20 ukers arbeid og 30 studiepoeng.

Rapporten omhandler blokkutrivningsbrudd i boltede aluminiumsplater og dagens regelverk i Eurocode 9 som angår design for blokkutrivningsbrudd. Ved å ta utgangspunkt i tidligere utførte arbeider på samme tema er det utført nye laboratorieforsøk og et omfattende arbeid med numeriske modeller. Dette arbeidet har hensikt å avdekke eventuelle svakheter i reglene gitt av Eurocode 9.

Alt arbeid utført i sammenheng med denne rapporten baserer seg på målene gitt i oppgavebeskrivelsen. Rapporten forutsetter at leseren har en viss kjennskap til knutepunkter i stål- og aluminiumskonstruksjoner, numeriske analyseprogrammer, samt stålstandard Eurocode 3 og aluminiumstandard Eurocode 9.

Jeg ønsker å takke Paal B. Rike, Trond Auestad og Terje Petersen for god hjelp med utførelsen av laboratorieforskene. Jeg ønsker også å takke medstudent Petter Vågsæter for god assistanse før og under forskene. Til slutt vil jeg rette en spesiell takk til min veileder, førsteamanuensis Arne Aalberg ved Institutt for konstruksjonsteknikk, for gode råd og engasjerende veiledning underveis i arbeidet.

Trondheim, 22.05.2013

Karl Christian Falao

Sammendrag

Denne oppgaven er en videreføring av tidligere masteroppgaver på emnet blokkutrivningsbrudd i aluminiumsplater. I strekkbelastede laskeskjøter kan det oppstå brudd i aluminiumsplater ved at hele boltegruppen rives ut som en ”blokk”. I Norge dimensjoneres det for slike tilfeller ved å benytte regelverket i Eurocode 9. Denne standarden definerer blokkutrivningskapasiteten som summen av bidragene fra strekk- og skjærsonen i forbindelsen. Som en forenkling forutsetter Eurocode 9 at bruddene vil oppstå i nettosonene mellom boltehullene. Denne forutsetningen sørger for en konservativ blokkutrivningskapasitet. Ett av hovedformålene med denne oppgaven er derfor å undersøke hvor godt blokkutrivningskapasiteten i Eurocode 9 samsvarer med den virkelige kapasiteten.

I de tidligere arbeidene er det utført strekkforsøk i laboratoriet på boltede forbindelser i et gitt aluminiumsprofil av typen HDR 0115, og med legeringen EN-AW 6082 T6. Forsøksresultatene viser forholdsvis store bruddlaste i forhold til de beregnede bruddlastene etter Eurocode 9. Det mistenkes at dette kan ha sammenheng med at det dannes friksjon mellom platene i forbindelse-ene som følge av at boltene strammes. Mye friksjon mellom platene kan resultere i et ”tvunget” bruddmønster som vil gi en høyere kapasitet. I denne oppgaven er det derfor utført nye forsøk på det samme aluminiumsprofilet, og med slakke bolter, for å avsløre eventuelle friksjonseffekter som oppstod under de tidligere forsøkene. I tillegg er det utført nye materialforsøk for å avsløre eventuelle endringer i materialets mekaniske egenskaper.

Det er også utført numeriske beregninger i det ikke-lineære elementmetodeprogrammet Abaqus. I motsetning til numeriske analyser utført i tidligere oppgaver, er det nå gjort analyser av tredimensjonale modeller bestående av volumelementer. Disse modellene er benyttet til å estimere bruddlaste, lokalisere maksimale spenninger og tøyninger, finne ut hvor brudd vil initieres, og studere effekten av forskjellige lasketykkelser i forbindelsene. Sammen med forsøksresultatene har de numeriske beregningene gitt en god innsikt i hvordan forbindelsene oppfører seg, og hva som påvirker blokkutrivningskapasiteten.

I arbeidet med denne oppgaven er det observert et godt samsvar mellom forsøksresultater og beregninger utført i Abaqus. Forsøkene har resultert i langt lavere bruddlaste enn tidligere forsøk, og modellene i Abaqus estimerer bruddlaste som kun bommer med et par prosent. Disse resultatene indikerer at friksjon har hatt en påvirkning på forsøksresultatene i de tidligere forsøkene. I tillegg bekrefter nye materialforsøk at legeringen har blitt mindre duktil med årene. Blokkutrivningsforsøkene har også gitt indikasjoner på dette i form av svært lite duktile brudd i forbindelsene.

Forsøksresultatene har blitt sammenliknet med beregnede blokkutrivningskapasiteter i henhold til Eurocode 9. Forsøkene bekrefter at Eurocode 9 gir konservative kapasiteter og avviket mellom observerte og beregnede kapasiteter ligger på 13-15%. Både bruddformene og modellene i Abaqus indikerer at dette avviket skyldes en underestimert skjærbidraget i Eurocode 9. I skjærsonen oppstår bruddene utenfor netto skjærsoner noe som resulterer i et større skjærareal og derfor større skjærkapasitet. Forsøksresultatene er derfor også sammenliknet med alternative kapasiteter hvor det forutsettes større skjærareal. En av disse alternative kapasitetsuttrykkene gir bruddlaste som samsvarer svært godt med forsøksresultatene. I motsetning til regelverket i

Eurocode 9 garanterer ikke disse uttrykkene konservative kapasiteter. Allikevel beviser dette at det er rom for forbedring i Eurocode 9's metode for å dimensjonere for blokkutrivning.

De numeriske modellene er benyttet til å studere spenning- og tøyingsfordelingen i forbindelsene. Resultatene fra disse analysene bekrefter at forbindelsenes kapasitet er nådd i det tidspunkt et strekkbrudd initieres i netto strekksone. Modellene viser også at spenningsfordelingen i skjærsonen sørger for at skjærbruddene initieres nærmere bruttosonen og følger de maksimale spenningene i diagonale linjer mot nærmeste hullkant. Dette samsvarer godt med de observerte bruddformene fra forsøkene.

Modellene i Abaqus har også gjort det mulig å undersøke om tykkelsen på laskene i forbindelsene er av betydning for forbindelsenes oppførsel og kapasitet. Laskene som er benyttet i forsøkene er overdimensjonerte og representerer ikke et realistisk tilfelle. Det har vært mistanke om at dette har hatt innvirkning på bruddlastene og bruddformene i forsøkene. Det er derfor laget modeller i Abaqus hvor dette er studert ved å sammenlikne resultater fra modeller hvor lasketykkelsen varierer drastisk. Resultatene fra disse analysene indikerer at tykkelsen på laskene ikke har noen betydelig innvirkning på forbindelsenes bruddformer eller bruddlaster.

Summary

This paper is a continuation of previous theses on the subject block tearing failures in aluminium plates. In tensile-loaded lap joints, failure can occur due to tensile- and shear fracture around a group of bolts causing the connection to fail as a "block". In Norway such connections are designed with respect to block tearing failures using the rules given in Eurocode 9. This code gives the block tearing capacity as the sum of contributions along the tensile- and shear face of the bolt group. For simplicity the code assumes the fractures to occur along lines in the net zones between the holes. This simplification results in conservative block tearing capacities. One of the main purposes of this paper is to determine the accuracy of the block tearing capacity given in Eurocode 9.

During the past ten years, students has performed block tearing experiments on the web of a specific extruded aluminium beam. This beam has a custom designed cross-sectional profile, HDR 0115, with the commonly used aluminium alloy EN-AW 6082 T6. Test results from these experiments show large deviations compared to the block tearing capacity given in Eurocode 9. It is suspected that deviations can be related to friction between the plates in the connection due to the tightening of the bolts. This friction effect is believed to cause an unnatural fracture pattern, resulting in higher block tearing capacity. Based on this, new block tearing experiments are carried out on the same aluminium beam to determine if friction has had an influence on the earlier experiments. In addition, uniaxial material tests are also performed to see if there is any change in the mechanical properties of the aluminium alloy.

Numerical simulations have been carried out using the non-linear finite element software Abaqus. The finite element models contain solid elements and are capable of representing the three dimensional stress state in lap joint connections. These models are used to predict block tearing capacities, locate fracture initiation points and study the effects of plate thicknesses in the connections. Together with test results, these simulations has provided a good understanding of the behaviour of such connections and what affects their block tearing capacity.

Results presented in this paper show a good correlation between experimental data and results from the numerical simulations. Lower block tearing capacities is observed compared to earlier experiments and the numerical models estimates the fracture loads with good accuracy. These results indicate that friction between the plates probably affected the test results in the earlier experiments. The uniaxial material test also confirms that the ductility of the aluminium alloy has decreased during the past ten years. This has also been observed during the block tearing experiments because of relatively brittle fractures in the connections compared to similar experiments done earlier.

A comparison between test results and block tearing capacities according to Eurocode 9 has also been carried out. The results confirm that Eurocode 9 provides conservative block tearing capacities due to the assumption that fractures occur along lines in the net zones. The deviation between observed and calculated capacities varies between 13% and 15%. This deviation is mainly due to an underestimated shear contribution in the block tearing capacity given in Eurocode 9. Experiments and numerical simulations suggest that the shear fracture occur along

curved lines outside the net shear zone, resulting in a higher capacity.

The test results have also been compared to block tearing capacities calculated with alternative capacity formulas. These formulas differ from the expression given in Eurocode 9 mainly due to different definitions of the shear zone. None of these alternatives guarantees conservative capacities, but one of them give a much more accurate estimate on the block tearing capacity than the expression from Eurocode 9.

The numerical models have been used to study the stress- and strain distribution across the connections to reveal where and when fractures will occur. The models indicate that the block tearing capacity is reached right before a tensile fracture is initiated, approximately in the net tension zone. The tensile fracture causes the shear stresses to increase rapidly, and eventually shear fractures are initiated next to the holes a short distance from the gross shear zone. This corresponds well with the observed fractures from the block tearing experiments. The numerical models have also been able to confirm that the thickness of the connecting plates do not affect the block tearing capacity or the general behaviour of such connections.

Innhold

Figurer	4
Tabeller	6
1 Innledning	7
2 Strekkbelastede laskeskjøter	9
2.1 Design for blokkutrivning etter Eurocode 9	9
2.2 Design for blokkutrivning etter alternative kapasitetsformler	10
2.2.1 Kapasitet ved bruk av brutto skjærsoner	10
2.2.2 Kapasitet ved bruk av aktiv skjærsoner	10
2.3 Fordeling av boltekrefter i lange forbindelser	13
2.4 Teoretisk stivhet til forbindelser	13
3 Tidligere arbeider	17
3.1 Masteroppgave Picaro (2003)	17
3.1.1 Forsøk og oppsett	18
3.1.2 Materialeegenskaper	18
3.1.3 Resultater mot Eurocode 9	19
3.1.4 Kommentarer	19
3.2 Masteroppgave Johansen (2007)	21
3.2.1 Forsøk og oppsett	21
3.2.2 Materialeegenskaper	22
3.2.3 Resultater mot Eurocode 9	22
3.2.4 Kommentarer	23
4 Forsøksprogram	25
4.1 Introduksjon	25
4.2 Materialforsøk	26
4.3 Forsøksutstyr	28
4.4 Forsøksserie	29
4.5 Forbindelsesmidler og bestanddeler	30
4.6 Montering og utførelse	30
4.7 Kapasiteter etter Eurocode 9	31
4.8 Kapasiteter etter alternative kapasitetsformler	32
4.8.1 Kapasiteter ved bruk av brutto skjærsoner	32
4.8.2 Kapasiteter ved bruk av aktiv skjærsoner	33
4.9 Initielle stivheter til forbindelser i forsøksserien	33

5	Forsøksresultater	35
5.1	Forsøk A.1	36
5.2	Forsøk A.2	38
5.3	Forsøk A.3	40
5.4	Totaloversikt og sammenlikning med tidligere forsøk	42
6	Forsøk mot beregnede kapasiteter	45
6.1	Forsøk mot Eurocode 9	45
6.1.1	Kapasiteter og bidrag	45
6.1.2	Utnyttelser og avvik	47
6.2	Forsøk mot alternative kapasitetsformler	48
6.2.1	Kapasitet ved bruk av brutto skjærsone	49
6.2.2	Kapasitet ved bruk av aktiv skjærsone	50
6.2.3	Utnyttelser og avvik ved bruk av aktiv skjærsone	51
7	Numeriske beregninger	53
7.1	Materialoppførsel	54
7.2	Geometri og bestanddeler	57
7.2.1	Bjelke	57
7.2.2	Lasker	58
7.2.3	Bolter	59
7.3	Beregningssteg	59
7.4	Sammenstilling	60
7.5	Kontakt	60
7.6	Grensebetingelser	62
7.6.1	Bjelke	63
7.6.2	Lasker	63
7.6.3	Bolter	64
7.7	Last	65
7.8	Elementer	65
7.9	Analyse	68
7.10	Resultater	69
8	Resultater fra numeriske beregninger	73
8.1	Oppførsel av forbindelser	75
8.2	Kapasitet	76
8.3	Strekksoneens egenskaper	77
8.4	Skjærsonens egenskaper	78
8.4.1	Betydningen av forbindelsens lengde	78
8.4.2	Betydningen av brudd i strekksone	80
8.4.3	Materialoppførsel i netto skjærsone	81
8.4.4	Materialoppførsel i brutto skjærsone	84
8.5	Betydningen av lasketykkelse	87
9	Konklusjon	91
9.1	Tidligere arbeider	91
9.2	Materialoppførsel og duktilitet	92
9.3	Kapasiteter og design for blokkutrivning	93

9.4 Forbindelsenes oppførsel	94
10 Videre arbeid	97
Referanser	99
A Tverrsnittsdata HDR0115	101
B Resultater fra materialforsøk	103
C Kapasitetsberegninger for blokkutrivning etter Eurocode 9	107
D Kapasitetsberegninger for blokkutrivning ved aktiv skjærsone	111
E Beregninger av teoretiske initialstivheter til forbindelser	115
F Bilder fra blokkutrivningsforsøk	121

Figurer

2.1	Kapasitetsbidrag mot utrivning av boltegrupper etter Eurocode 9	9
2.2	Bruddfigur ved antatt skjærbrudd i brutto skjærsone [5]	10
2.3	Parametere for kapasitetsformel beskrevet av Teh og Clements [5]	11
2.4	Eksempel: Boltet forbindelse med to skruerader [5]	12
2.5	Illustrasjon av lastfordeling i lange, strekkbelastede skjøter [9]	13
2.6	Generell tosnittet forbindelse	14
2.7	Deformert tosnittet forbindelse	14
2.8	Fjærmodell av en tosnittet forbindelse	14
2.9	Grunnlag for utledning av stivhetskoeffisienter	15
3.1	Forsøksgeometrier, Picaro [10]	18
3.2	Forsøksoppsett og måleutstyr, Picaro [10]	18
3.3	Materialtester og resultater, Picaro [10]	19
3.4	Bruddmekanisme for forsøk A3, Picaro [10]	20
3.5	Forsøksgeometrier, Johansen [11]	21
3.6	Forsøksoppsett og måleutstyr, Johansen [11]	22
3.7	Materialtester og resultater, Johansen [11]	22
4.1	Tverrsnitt av HDR0115	25
4.2	Geometri og plassering av strekkprøver	26
4.3	Oppsett av materialforsøk	26
4.4	Forsøksobjekt tilkoblet den hydrauliske jekken	28
4.5	Prinsippskisse av måleutstyr	28
4.6	Forsøksserie, beregnede dimensjoner	29
4.7	Forsøksserie, målte dimensjoner	29
4.8	Lasker og bolter, geometri og materialeegenskaper [13]	30
4.9	Ferdigmontert og klargjort forsøksobjekt	31
4.10	Måleutstyr for laboratorieforsøk	31
5.1	Generell last-forskyvningskurve	35
5.2	Forsøk A.1 - Bruddform	36
5.3	Forsøk A.1 - Last-forskyvningskurve og resultater	36
5.4	Forsøk A.2 - Bruddform	38
5.5	Forsøk A.2 - Last-forskyvningskurve og resultater	38
5.6	Illustrasjon av usymmetrisk bruddform	39
5.7	Forsøk A.3 - Bruddform	40
5.8	Forsøk A.3 - Last-forskyvningskurve og resultater	40
5.9	Last-forskyvningskurver for forsøksserie	42

6.1	Kapasiteter fra forsøk mot Eurocode 9	45
6.2	Strekkbidrag fra forsøkskurver	46
6.3	Strekkbidrag fra forsøk mot Eurocode 9	47
6.4	Utnyttelse av kapasitet ved bruk av Eurocode 9	48
6.5	Kapasiteter fra forsøk mot kapasiteter ved bruk av brutto skjærsone	49
6.6	Kapasiteter fra forsøk mot kapasiteter ved bruk av aktiv skjærsone	50
6.7	Utnyttelse av kapasitet ved bruk av aktiv skjærsone	51
7.1	Flytdiagram av prosess for numeriske analyser i Abaqus	54
7.2	Plastisk oppførsel av legeringen EN-AW 6082 T6 i Abaqus	56
7.3	Forenklet, ekvivalent tverrsnitt av HDR0115-profil	57
7.4	Modell A.1 - Bjelkegeometri og hullplassering	58
7.5	Modell A.1 - Laskegeometri og hullplassering	58
7.6	Modell A.1 - Boltegeometri	59
7.7	Modell A.1 - Sammenstilling	60
7.8	Modell A.1 - Master- og slaveoverflater for kontakt	61
7.9	Modell A.1 - Kontaktdefinisjoner	62
7.10	Modell A.1 - Grensebetingelser for aluminiumsbjelke	63
7.11	Modell A.1 - Grensebetingelser for lask	64
7.12	Modell A.1 - Grensebetingelser for bolter	64
7.13	Modell A.1 - Forskyvningsstyrt belastning	65
7.14	Modell A.1 - Partisjonering	66
7.15	Modell A.1 - Element C3D8R/C3D8I	67
7.16	Modell A.1 - Eksempel på ferdig mesh	68
7.17	Modell A.1 - Målepunkter for deformasjon	69
7.18	Modell A.1 - Eksempel på konturplot	70
7.19	Modell A.1 - Illustrasjon av betraktede snitt	71
7.20	Modell A.1 - Betraktede elementer i strekksone	72
8.1	Deformasjoner og oppførsel av forbindelse i modell A.1	75
8.2	Estimerte bruddlaster fra modell A.1-A.3	76
8.3	Modell A.1 - Konturplot av ekvivalente spenninger (Mises)	77
8.4	Modell A.1 - Ekvivalente spenninger og plastiske tøyninger i netto strekksone (snitt 1)	78
8.5	Konturplot av skjærspenninger (S23) fra modell A.1 og A.3	79
8.6	Konturplot av ekvivalente plastiske tøyninger (PEEQ) fra modell A.1 og A.3	79
8.7	Konturplot av skjærspenninger (S23) før og etter brudd i strekksone	80
8.8	Detaljplot av skjærspenninger (S23) og bruddform fra forsøk A.2	81
8.9	Sammenlikning av last-forskyvningskurver når lasketykkelsen varierer	88
9.1	Resultater fra materialforsøk - Forhold mellom brudd- og flytespenning	93

Tabeller

3.1	Nettoarealer og kapasiteter for forsøk A1-A5, Picaro [10]	19
3.2	Nettoarealer og kapasiteter for forsøk A1-A5, Johansen [11]	23
4.1	Karakteristiske materialeegenskaper for EN-AW 6082 T6	26
4.2	Geometri og resultater fra materialforsøk	27
4.3	Motstandsarealer og kapasiteter for forsøk A.1-A.3 etter Eurocode 9	32
4.4	Kapasiteter av forsøk A.1-A.3 ved bruk av brutto skjærareal	32
4.5	Kapasiteter av forsøk A.1-A.3 ved bruk av aktivt skjærareal	33
4.6	Teoretiske initialstivheter til forbindelser i forsøksserien	33
5.1	Forsøksserie - Resultater og sammenlikning med tidligere forsøk	42
7.1	Parametere for elastisk oppførsel av EN-AW 6082 T6	55
7.2	Materialeegenskaper for bolter og lasker	56
7.3	Inkrementstørrelser i Abaqus	60
7.4	Meshteknikker på bestanddeler i Abaqus-modeller	66
7.5	Materialkapasiteter	71
8.1	Oversikt over Abaqus-modeller	74
8.2	Skjærspenninger (S23) i netto skjærsoner	82
8.3	Ekvivalente plastiske tøyninger (PEEQ) i netto skjærsoner	83
8.4	Skjærspenninger (S23) i brutto skjærsoner	85
8.5	Ekvivalente plastiske tøyninger (PEEQ) i brutto skjærsoner	86
8.6	Sammenlikning av materialoppførsel ved bruk av forskjellige lasketykkelser	89

Kapittel 1

Innledning

Denne masteroppgaven omhandler blokkutrivningsbrudd i strekkbelastede bolteforbindelser i aluminium og hvordan slike forbindelser beregnes. Blokkutrivningsbrudd består av soner med strekk- eller skjærbrudd som oppstår i en plate rundt en boltegruppe. I Norge dimensjoneres det for slike tilfeller etter regelverket gitt i standarden for design av aluminiumskonstruksjoner, Eurocode 9 [1]. Regelverket i Eurocode 9 gir et forenklet, og sannsynligvis konservativt uttrykk for design mot blokkutrivning. Denne oppgaven har som mål å finne ut hvor stor sikkerhet reglene faktisk gir, og samtidig vurdere de faktiske bidrag til kapasitet, samt vurdere om bruddmekanismene som antas i reglene er dekkende for den virkelige oppførselen.

I tidligere masteroppgaver er det utført laboratorieforsøk på boltede forbindelser i et bestemt aluminiumsprofil, samt numeriske beregninger i det ikke-lineære analyseprogrammet Abaqus [2]. Resultatene fra disse arbeidene har besvart en del av spørsmålene vedrørende blokkutrivning, men også etterlatt noen ubesvarte spørsmål. Observerte avvik i forsøksresultater og forenklete numeriske modeller er årsak til at temaet bør behandles videre.

Det mistenkes at forsøksoppsettene og monteringen av tidligere forsøk har hatt en effekt på forsøksresultatene. Det er kjent at det i boltede forbindelser oppstår friksjonseffekter mellom plater som følge av at boltene strammes. Slike friksjonseffekter påvirker forbindelsens stivhet og kan sørge for en tvungen bruddform som ikke vil gi en ”korrekt” bruddlast. I tidligere forsøk er det også benyttet forskjellig forsøksutstyr for testing av disse forbindelsene, og forsøksresultatene indikerer at dette har hatt en innvirkning på resultatene.

Aluminiumslegeringen i forsøksbjelken som er benyttet i de tidligere forsøkene er av typen EN-AW 6082 T6 [3] og ble levert til NTNU i 1999. Dette er en vanlig brukt aluminiumslegering i bærende aluminiumskonstruksjoner på grunn av sin relativt høye fasthet. På en annen side er legeringen lite duktil og de tidligere forsøkene indikerer også at materialet i forsøksbjelken har blitt mindre duktilt med årene. Det er derfor valgt å utføre nye materialforsøk for å avsløre eventuelle forskjeller i de mekaniske egenskapene til materialet.

Det er i denne oppgaven utført nye blokkutrivnings-forsøk i laboratoriet ved bruk av den nevnte aluminiumsbjelken. I de nye forsøkene er det lagt vekt på montering og utførelse som ikke gir friksjonseffekter og innspenningsmomenter. Forsøkene er derfor utført i en strekkmaskin med leddede innfestninger, i tillegg til at boltene i forbindelsene kun er strammet for hånd. Videre er det gjort sammenlikninger mellom forsøksresultater og numeriske beregninger utført i

Abaqus. Modellene i Abaqus beskriver ideelle forbindelser uten påvirkning fra friksjon. Det er også beregnet teoretiske initialstivheter til forbindelsene i forsøksserien i henhold til reglene i knutepunktstandarden (NS-EN 1993 1-8 [4]) for å ha et bedre sammenlikningsgrunnlag.

I de numeriske modellene er det benyttet volumelementer for en god beskrivelse av forbindelsene. De numeriske analysene utgjør en betydelig del av oppgaven da det er laget modeller av samtlige forsøksgeometrier. I tillegg er det laget varianter av disse modellene for å undersøke hva som skjer i forbindelsene når et strekkbrudd oppstår, eller når man endrer lasketykkelsen betraktelig. Resultatene er brukt for å vurdere hvor godt regelverket i Eurocode 9 egner seg for dimensjonering mot blokkutrivningsbrudd i aluminiumsplater, og for å se hvor godt elementmetodeanalyser klarer å beskrive brudd i skrueforbindelser.

I denne rapporten er det lagt vekt på en grundig beskrivelse av de utførte arbeidene og framgangsmåten benyttet i de forskjellige fasene av prosjektet. De tidligere utførte arbeidene er grundig vurdert, bearbeidet og oppsummert for å danne et godt sammenlikningsgrunnlag.

Kapittel 2

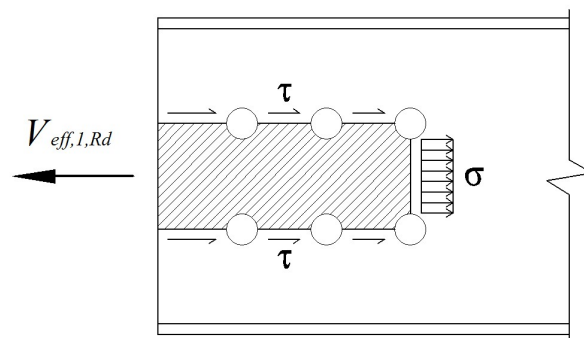
Strekkbelastede laskeskjøter

2.1 Design for blokkutrivning etter Eurocode 9

I standarden for design av aluminiumskonstruksjoner, Eurocode 9 [1], er det gitt forenklete beregningsmetoder for kapasitet mot blokkutrivning av boltegrupper i laskeskjøter. Formlene varierer med hensyn på lastsituasjon og geometri, men i denne oppgaven fokuseres det hovedsakelig på tilfellet med sentrisk strekkbelastning. Eurocode 9 gir i punkt 8.5.2.2(2) følgende kapasitetsformel:

$$V_{eff,1,Rd} = \frac{f_u A_{nt}}{\gamma_{M2}} + \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{f_0 A_{nv}}{\gamma_{M1}} \quad (2.1)$$

Formelen tar utgangspunkt i at bruddet er en kombinasjon av et strekkbrudd ($\sigma = f_u$) og et skjærbrudd ($\tau = f_0/\sqrt{3}$). Denne betraktningen gjør derfor at kapasiteten til boltegruppen kan bestemmes ut i fra summen av kapasiteter for skjær- og strekkbrudd. Som vist i figur 2.1 benyttes nettoarealene mellom hullene for å beregne kapasitet for strekk og skjær, henholdsvis A_{nt} for strekk og A_{nv} for skjær. Formelen forutsetter uniforme spenningsfordelinger i bruddarealene.



Figur 2.1: Kapasitetsbidrag mot utrivning av boltegrupper etter Eurocode 9

Bruken av forskjellige sikkerhetsfaktorer, γ_{M1} og γ_{M2} , har sammenheng med at det er benyttet forskjellige partialkoeffisienter for strekkbrudd og flyting (ved skjær). For strekkbidraget benyttes materialets strekkfasthet ($\sigma = f_u$), mens for skjærbidraget benyttes skjærflytespenningen ($\tau = f_0/\sqrt{3}$). Strekkfastheten krever en større sikkerhetsfaktor kontra skjærflytespenningen da man ved flyt fortsatt har kapasitet til gode, noe man ikke har når bruddspenningen er nådd.

I Eurocode 9 er disse faktorene gitt som $\gamma_{M1} = 1.1$ og $\gamma_{M2} = 1.25$, men for beregninger utført i denne oppgaven vil disse faktorene bli satt lik 1.0 for å vurdere den virkelige sikkerheten til forbindelsene.

2.2 Design for blokkutrivning etter alternative kapasitetsformler

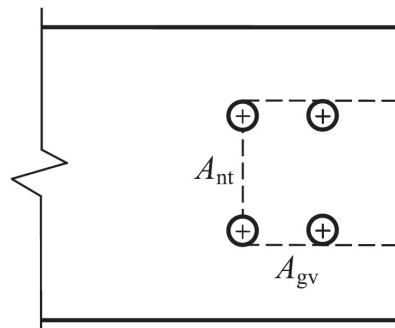
Det er utviklet alternative kapasitetsformler for dimensjonering mot blokkutrivning av boltegrupper i strekkbelastede laskeskjøter. Disse alternative kapasitetene er interessante å sammenlikne med regelverket i Eurocode 9 da de benytter andre definisjoner av skjærsonens plassering. I dette delkapittelet er det presentert to alternativer til blokkutrivningskapasiteten gitt i Eurocode 9 og likning (2.1).

2.2.1 Kapasitet ved bruk av brutto skjærsoner

Ved å benytte brutto skjærsoner (A_{gv}) i stedet for netto skjærsoner (A_{nt}) vil man få en økt kapasitet på grunn av økningen i skjærareal. Kapasitetsformelen er da gitt som følger,

$$V_{br,Rd} = \frac{f_u A_{nt}}{\gamma_{M2}} + \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{f_0 A_{gv}}{\gamma_{M1}} \quad (2.2)$$

I figur 2.2 er arealene stiplet for en generell boltet forbindelse. Ved å legge det tenkte skjærbruddet (flyting i brutto skjærareal) utenfor boltehullene som vist i figuren oppnås en betydelig økning av skjærarealet sammenliknet med figur 2.1.



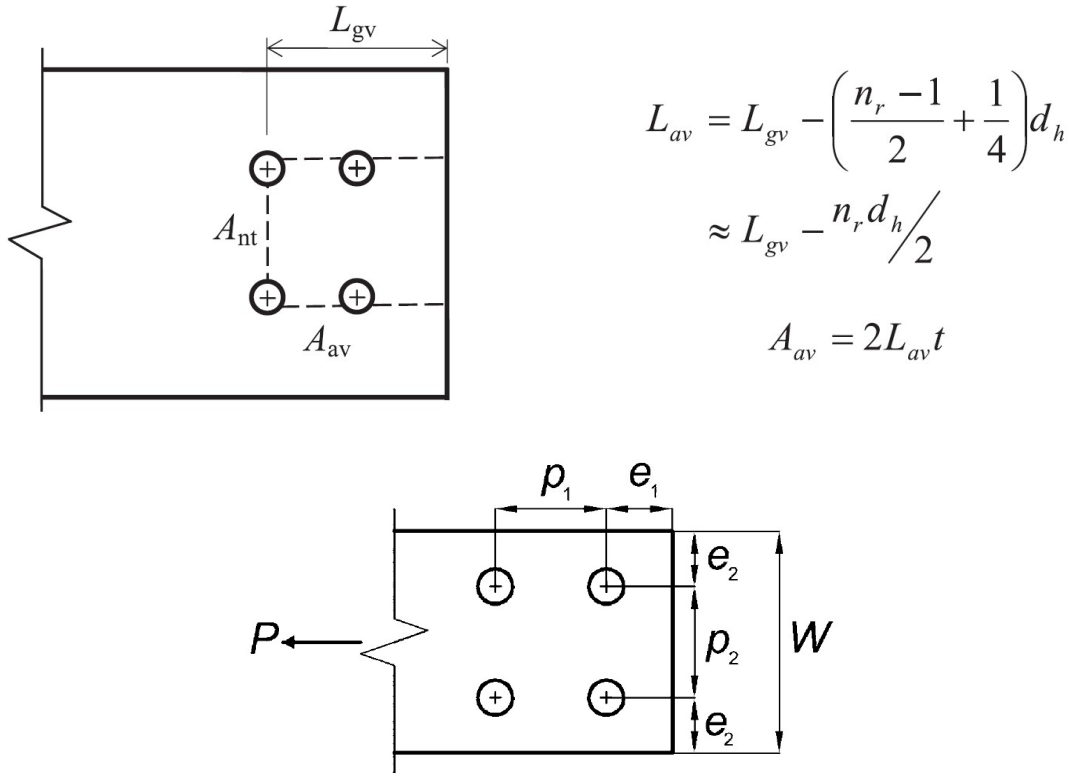
Figur 2.2: Bruddfigur ved antatt skjærbrudd i brutto skjærsoner [5]

2.2.2 Kapasitet ved bruk av aktiv skjærsoner

Kapasitetsformelen beskrevet i dette delkapittelet ble presentert av Teh og Clements i tidsskriftet *Journal of Structural Engineering* i både 2012 og 2013, i referanse [5] og [6]. Artikkelen omhandler blokkutrivning og bruddformer i strekkbelastede laskeskjøter av stålprofiler og beskriver alternative metoder for å beregne blokkutrivningskapasiteten. I en av disse metodene definerer forfatterene en såkalt aktiv skjærsoner (A_{av}) som befinner seg et sted i mellom brutto og netto skjærsoner. Teh og Clements definerer blokkutrivningskapasiteten ved bruk av aktiv skjærsoner som følger:

$$P_p = f_u \sum A_{nt} \left(0.9 + 0.1 \frac{d}{p_2} \right) + 0.6 f_0 A_{av} \quad (2.3)$$

Notasjonen i likning (2.3) er tilpasset notasjonen benyttet i Eurocode 9. Formelen har samme struktur som likning (2.1), men det er gjort modifikasjoner på både strekk- og skjærbidraget. Faktoren d er boltens diameter, mens p_2 og A_{av} er avhengige av boltegruppens geometri og er illustrert i figur 2.3. Faktoren n_r står for antall bolterader og d_h er boltehullenes diameter.



$$L_{av} = L_{gv} - \left(\frac{n_r - 1}{2} + \frac{1}{4} \right) d_h$$

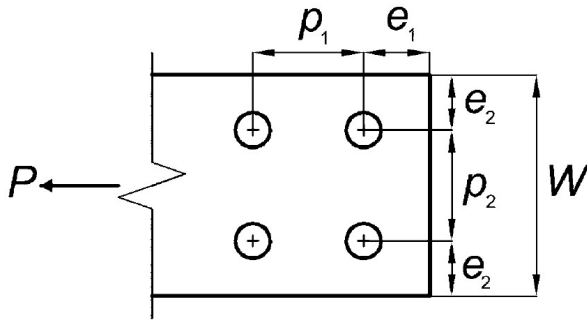
$$\approx L_{gv} - n_r d_h / 2$$

$$A_{av} = 2L_{av}t$$

Figur 2.3: Parametere for kapasitetsformel beskrevet av Teh og Clements [5]

Det aktive skjærarealet (A_{av}) i figur 2.3 beregnes ved hjelp et empirisk uttrykk (L_{av}) basert på forsøksresultater observert av Franchuk et al. i 2003 [7]. For strekksonen benyttes fortsatt netto strekkareal, men i likning (2.3) er strekkbidraget noe anderledes enn strekkbidraget gitt i Eurocode 9. Teh og Clements definerer strekkbidraget som et empirisk uttrykk basert på forsøksresultater observert av Teh og Gilbert i 2012 [8]. Dette strekkbidraget tar derfor hensyn til den ikke-uniforme spenningsfordelingen i strekksonen.

For å illustrere forskjellen mellom kapasiteten gitt Eurocode 9 og kapasiteten foreslått av Teh og Clements er det vist under et enkelt regneeksempel. Tabell 2.4 viser tilfeldig valgte verdier for en boltet forbindelse med to skruerader.



n_r	2
d [mm]	14
d_h [mm]	15
p_1 [mm]	40
p_2 [mm]	40
e_1 [mm]	40
e_2 [mm]	40
t [mm]	5

Figur 2.4: Eksempel: Boltet forbindelse med to skruerader [5]

Eurocode 9:

$$A_{nt} = (p_2 - d_h)t = (40 - 15)5 = 175\text{mm}^2$$

$$A_{nv} = (2(p_1 + e_1 - 1.5d_h))t = (2(40 + 40 - 22.5))5 = 575\text{mm}^2$$

$$V_{eff,1,Rd} = f_u A_{nt} + \frac{1}{\sqrt{3}} f_0 A_{nv} = \underline{\underline{175f_u + 332f_0}}$$

Teh og Clements:

$$L_{av} = L_{gv} - ((n_r - 1)/2 + 0.25)d_h = (40 + 40) - ((2 - 1)/2 + 0.25)15 = 68.75\text{mm}$$

$$A_{av} = 2L_{av}t = 2 \cdot 68.75 \cdot 5 = 687.50\text{mm}^2 \quad \text{og} \quad A_{nt} = 175\text{mm}^2$$

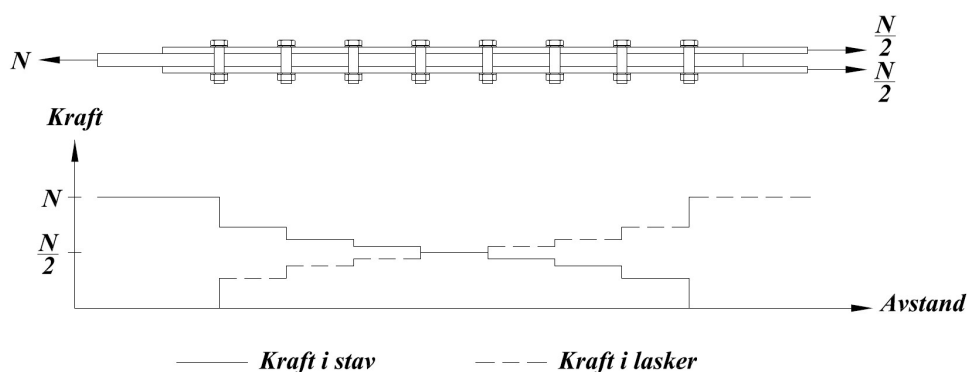
$$P_p = f_u A_{nt} (0.9 + 0.1 \frac{d}{p_2}) + 0.6 f_0 A_{av} = \underline{\underline{163.63f_u + 412.5f_0}}$$

Dette eksempelet viser at kapasiteten gitt i Eurocode 9 resulterer i en noe høyere strekkapasitet på grunn av antagelsen om uniform spenningsfordeling i strekksonen. Den største forskjellen ligger i skjærbidraget og viser en økning i skjærkapasiteten på nesten 25% ved bruk av kapasitetsformelen gitt i likning (2.3). Det må presiseres at kapasitetsuttrykket gitt av Teh og Clements ikke nødvendigvis gir konservative resultater. Sammenlikninger med forsøksdata viser at likning (2.3) estimerer bruddlastene svært godt, men også at bruddlasten overestimeres i noen tilfeller med noen få prosent [5].

2.3 Fordeling av boltekrefter i lange forbindelser

Kapasitetsformlene for blokkutrivning benytter en skjærfasthet ($f_0/\sqrt{3}$) over skjærarealet (A_τ). Det innebærer i realiteten at spenningsfordelingen i skjærsonen er uniform. Det er derfor verdt å nevne noen ord om kraftfordeling i strekkbelastede laskeskjøter. Dette har sammenheng med at kraftfordelingen påvirkes av forbindelsens lengde.

I lange forbindelser har endeskruene en tendens til å bli mer belastet enn midtskruene. Denne effekten er blant annet diskutert og illustrert i Per Kristian Larsen's bok "Dimensjonering av stålkonstruksjoner" [9]. I figur 2.5 er en forenklet illustrasjon av lastfordelingen til boltene vist for en lang skjøt.



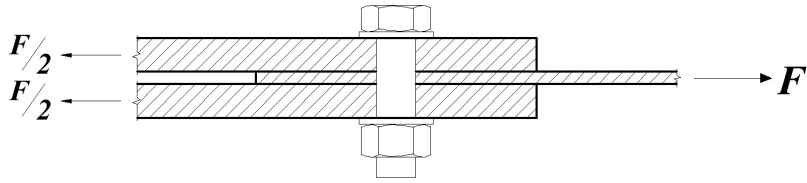
Figur 2.5: Illustrasjon av lastfordeling i lange, strekkbelastede skjøter [9]

Figur 2.5 viser hvordan boltene overfører den totale strekkraften N fra staven til de to laskene ($N/2$ hver). Kraftene overføres som delkrefter i hver skrue. På enden er det full kraft, og deretter overføres den totale kraften gradvis mellom staven og laskene. I lange forbindelser, som vist i figuren, er det typisk at skruene mot endene er mer belastet enn de indre skruene. Dette medfører at de elastiske og plastiske tøyningene i forbindelsen vil variere mye langs kraftretningen. Duktile materialer vil på grunn av store plastiske tøyninger klare å fordele skruerekraftene slik at spenningsfordelingen blir "mer uniform".

For aluminium, som er et mindre duktilt materiale enn stål, er det usikkert om materialet klarer å fordele spenninger og tøyninger like godt. En forbindelse i aluminium kan derfor få stor variasjon i elastiske og plastiske tøyninger langs forbindelsens lengde. Med tanke på dimensjonering for blokkutrivning er det da naturlig å tro at forutsetningen om uniform spenningsfordeling i netto skjærsoner blir mindre gyldig når antall bolterader øker.

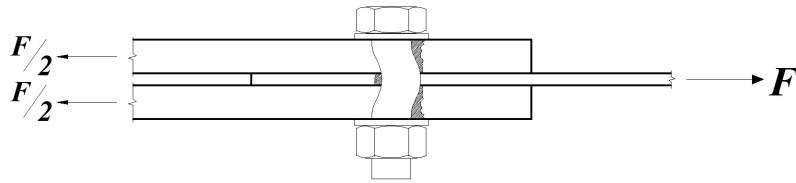
2.4 Teoretisk stivhet til forbindelser

NS-EN 1993-1-8 (Eurocode 3 del 1-8) [4] gir regler for stivheter til basiskomponenter i stålførbindelser, samt hvordan man kan kombinere disse for å beregne en ekvivalent stivhet til en forbindelse. Selv om standarden dekker et bredt spekter av knutepunktsgeometrier dekker den ikke eksplisitt tilfellet med stivhet til strekkbelastede laskeskjøter med avskjæringspåkjennte boltegrupper. Regelverket gir allikevel stivhetskoeffisienter for basiskomponenter som er relevante for en slik forbindelse. For å bestemme disse må man gjøre en geometrisk tolkning av forbindelsen for å se hvilke komponenter som bidrar til stivhet.



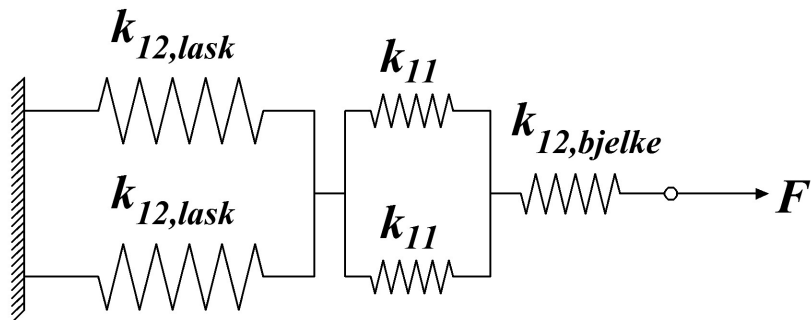
Figur 2.6: Generell tosnittet forbindelse

Figur 2.6 viser en generell tosnittet forbindelse bestående av et bjelkesteget og to lasker. Ved betrakte den samme forbindelsen i en deformert tilstand er det lettere å se hvordan de forskjellige komponentene bidrar til den totale stivheten til forbindelsen.



Figur 2.7: Deformert tosnittet forbindelse

Fra figur 2.7 kan man se stinkingen av materialet på grunn av hullkantrykk samt deformasjonen av den skjærbelastede bolten. Det blir derfor totalt tre stivhetsbidrag til den ekvivalente stivheten. Stivhetskoeffisienter for bolter utsatt for skjær (k_{11}) og hullkantrykk (k_{12}) er angitt i tabell 6.11 i Eurocode 3 del 1-8. Disse koeffisientene kan tolkes som fjærstivheter, noe som betyr at forbindelsens stivhet kan beskrives som et system av fjærer. Et ekvivalent fjærssystem er vist i figur 2.8.



Figur 2.8: Fjærmodell av en tosnittet forbindelse

Eurocode 3 del 1-8 definerer de generelle uttrykkene for k_{11} og k_{12} som følger:

$$k_{11} = 16n_b d^2 f_{ub} / (E d_{M16}) \quad k_{12} = 24n_b k_b k_t d f_u / E$$

hvor

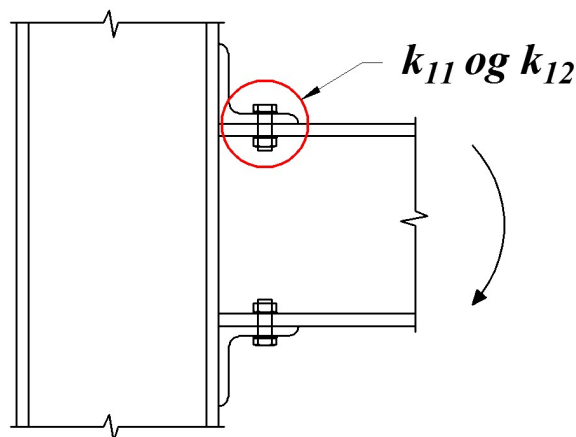
$$\begin{aligned} k_b &= k_{b1} && \text{men } k_b \leq k_{b2} \\ k_{b1} &= 0.25e_b/d + 0.5 && \text{men } k_{b1} \leq 1.25 \\ k_{b2} &= 0.25p_b/d + 0.375 && \text{men } k_{b2} \leq 1.25 \\ k_t &= 1.5t_j/d_{M16} && \text{men } k_t \leq 2.5 \end{aligned}$$

og

n_b	Antall bolterader
d	Boltenes diameter
d_{M16}	Den nominelle diameteren av en M16-bolt
f_{ub}	Boltens bruddspenning
f_u	Komponentens bruddspenning
E	Komponentens E-modul
e_b	Avstanden fra ytre bolterad til fri kant i lastretningen
p_b	Avstanden mellom bolterader i lastretningen
t_j	Komponentens platetykkelse

Stivhetskoeffisienten k_{11} tar utgangspunkt i en en-snittet forbindelse. Den skjærbelastede boltene i den to-snittede forbindelsen gir derfor to bidrag som vist ved to parallellkoblede fjærer. Hullkantene i laskene gir totalt to (like) bidrag ($k_{12,lask}$) til stivheten fordi det er to stykker av dem. Til slutt kommer bidraget fra bjelkesteget ($k_{12,bjelke}$) som kun er beskrevet med en enkelt fjær.

Uttrykkene for stivhetskoeffisientene er utledet på bakgrunn av noen forutsetninger som kun er gyldige for tilfellene beskrevet av standarden. Det er viktig å ha kontroll på disse forutsetningene når man gjør beregninger for tilfeller som ikke er direkte beskrevet i Eurocode 3 del 1-8. Figur 2.9 viser en generell bjelke-søyleforbindelse hvor bjelken er boltet til søylen via forbindelses-vinkler (L-profiler) på over- og undersiden. Det er et slikt tilfelle som er bakgrunnen for uttrykkene k_{11} og k_{12} .



Figur 2.9: Grunnlag for utledning av stivhetskoeffisienter

Både k_{11} og k_{12} tar hensyn til antall bolterader via en faktor n_b , og på bakgrunn av figur 2.9 gjelder uttrykkene for to bolter i hver rad. Dette er logisk da vinkeljern aldri boltes til en flens med mindre enn en bolt på hver side av steget. Fjærmodellen i figur 2.8 gjelder derfor for en generell tosnittet forbindelse med to bolter i hver bolterad.

Ved å ta utgangspunkt i figur 2.8 kan man utlede uttrykket for den ekvivalente, initielle stivheten til forbindelsen. For å sørge for korrekt benevning må også hver stivhetskoeffisient multipliseres med E-modulen som svarer til materialet i komponenten. Stivhetsuttrykket blir da som følger,

$$K_{ini} = \frac{1}{\sum_{i=1}^3 \frac{1}{k_i E_i}} \text{ hvor } k_1 = 2k_{12,lask}, k_2 = k_{12,bjelke} \text{ og } k_3 = 2k_{11} \quad (2.4)$$

Kapittel 3

Tidligere arbeider

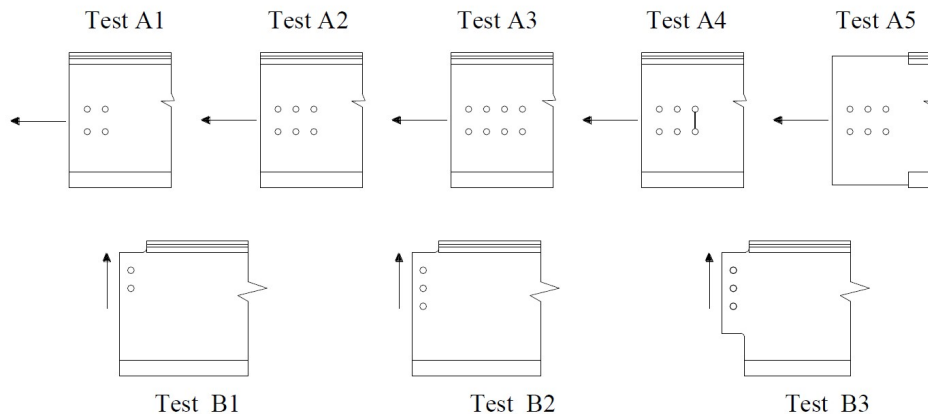
Denne oppgaven er en videreføring av tidligere oppgaver omhandlende blokkutrivningsbrudd i aluminiumsplater. Det fokuseres hovedsakelig på masteroppgavene skrevet av Alfredo Picaro (2003) [10] og Kjartan Hervig Johansen (2007) [11]. Fra disse oppgavene legges det spesielt vekt på kapasitetsberegninger, forsøksoppsett og forsøksresultater. Alle beregnede kapasiteter som presenteres i dette kapitlet er kontrollert, og eventuelt bearbeidet, slik at de er i henhold til regelverket i Eurocode 9. Dette er gjort for å sikre et godt sammenlikningsgrunnlag for nye beregninger og forsøk.

3.1 Masteroppgave Picaro (2003)

I 2003 skrev Alfredo Picaro sin masteroppgave i samarbeid med NTNU og det italienske universitetet i Napoli, Federico II. Oppgaven omhandler blokkutrivning av boltede forbindelser i aluminiumsplater og har tittelen, *Block-shear type failure mechanisms for aluminium alloy bolted connections: from testing to modelling* [10]. I sitt arbeid gjennomførte Picaro laboratorieforsøk på et gitt aluminiumsprofil for så å sammenlikne kapasitetene med teoretiske kapasiteter i henhold til diverse internasjonale standarder, blant annet Eurocode 9. I tillegg ble det utført numeriske beregninger av forbindelsene ved hjelp av det ikke-lineære elementanalyseprogrammet Abaqus.

Aluminiumsprofilet som ble testet er et ekstrudert I-profil av typen HDR 0115 (se Vedlegg A) med aluminiumslegeringen EN-AW 6082 T6. Forbindelsene bestod av 12mm laskeplater boltet til steget av bjelken ved hjelp av M14 (8.8) bolter i den betraktede enden og M20 (8.8) bolter i den ubetraktede enden. Det ble testet forskjellige forbindelser med den hensikt å sammenlikne bruddlaster med estimerte kapasiteter etter regelverket i standardene. Av hensyn til denne oppgaven legges det kun vekt på tilfellene med sentrisk strekkbelastning, henholdsvis forsøk A1-A5.

3.1.1 Forsøk og oppsett



Figur 3.1: Forsøksgeometrier, Picaro [10]

Forsøk A1-A5 ble utført ved hjelp av en strekkmaskin utstyrt med leddede fastholdingspunkter i hver ende for å unngå eventuelle momentpåkjenninger. Forsøkene bestod av aluminiumsprofilen med boltede laskeplater i hver ende. Forbindelsene var dimensjonert slik at forsøkene ville resultere i blokkutrivningsbrudd.

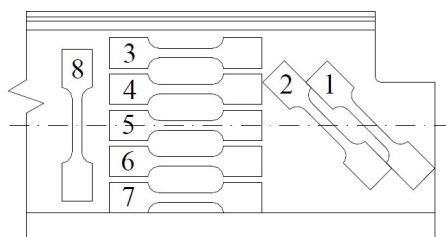
Målinger av deformasjonen under forsøkene ble utført med to lasermålere montert sentrisk på hver side av steget på bjelken og reflekterende plater montert på de "udeformerbare" laskene.



Figur 3.2: Forsøksoppsett og måleutstyr, Picaro [10]

3.1.2 Materialelegenskaper

Det ble utført materialforsøk for å fastslå legeringens mekaniske egenskaper. Fra resultatene vist i figur 3.3 er det tre av verdiene som er spesielt relevante med tanke på denne oppgaven og regelverket i Eurocode 9. Likning (2.1) baserer seg kun på materialeegenskapene i strekk- og skjærsonen og derfor er det best å benytte verdier fra disse områdene, henholdsvis test 4 og 6 for skjærsonen og test 5 for strekksonen.



Forsøk	f_0 [MPa]	f_u [MPa]
1	255	275
2	254	273
3	255	276
4	256	277
5	257	277
6	255	277
7	254	274
8	248	271

Figur 3.3: Materialtester og resultater, Picaro [10]

Picaro beskrev ikke hvilke materialverdier han benyttet i sine kapasitetsberegninger. Blokkutrivningskapasiteter i henhold Eurocode 9 ($V_{eff,1,Rd}$) er derfor beregnet i neste delkapittel ved bruk av følgende materialfastheter:

$$f_0 = \frac{256+255}{2} = 256 \text{ MPa} \quad \text{og} \quad f_u = 277 \text{ MPa}$$

3.1.3 Resultater mot Eurocode 9

Resultatene fra Picaro's blokkutrivningsforsøk er presentert i tabell 3.1 i form av bruddlastene fra hvert forsøk (F_u). Bruddlastene er videre sammenliknet med den teoretiske kapasiteten etter Eurocode 9 ($V_{eff,1,Rd}$) via en faktor som beskriver samsvaret mellom teoretisk og faktisk kapasitet ($V_{eff,1,Rd}/F_u$). Alle kapasiteter er beregnet uten sikkerhetsfaktorer og baserer seg på nøyaktige mål av forsøksgeometriene og materialegenskapene som er vist over.

Tabell 3.1: Nettoarealer og kapasiteter for forsøk A1-A5, Picaro [10]

Forsøk	A1	A2(1)	A2(2)	A2(3)	A3	A4	A5
A_{nt} [mm ²]	156	155	150	146	152	0	155
A_{mv} [mm ²]	496	723	727	704	911	705	714
$V_{eff,1,Rd}$ [kN]	117	150	149	145	177	104	148
F_u [kN]	152	189	176	181	231	152	181
$V_{eff,1,Rd}/F_u$	0.77	0.79	0.85	0.80	0.77	0.68	0.82

3.1.4 Kommentarer

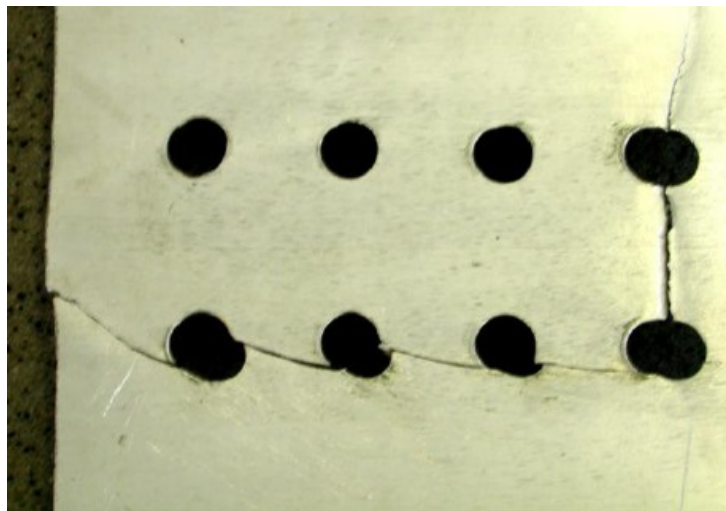
Som tabell 3.1 viser gav alle forsøkene resultater som antyder at Eurocode 9 gir konservative blokkutrivningskapasiteter. Faktoren som beskriver nøyaktigheten av den teoretiske kapasiteten viser avvik på 15-32%. Det er forventet at den teoretiske kapasiteten etter Eurocode 9 inkluderer en sikkerhetsmargin som følge av det forenklete uttrykket, men med så store avvik mistenkes det at forsøkene kan ha blitt påvirket av uønskede effekter.

Picaro har ikke nevnt noe om hvordan forbindelsene ble montert eller hvordan skruene ble strammet. Det er uansett grunn til å tro at skruene har blitt strammet med nok kraft til å introdusere friksjon mellom laskene og bjelkesteget. Mye friksjon kan sørge for en "tvungen"

bruddform som vil påvirke bruddlasten. Det er derfor mulig at slike friksjonseffekter kan ha sørget for en økt blokkutrivningskapasitet i Picaro's forsøk.

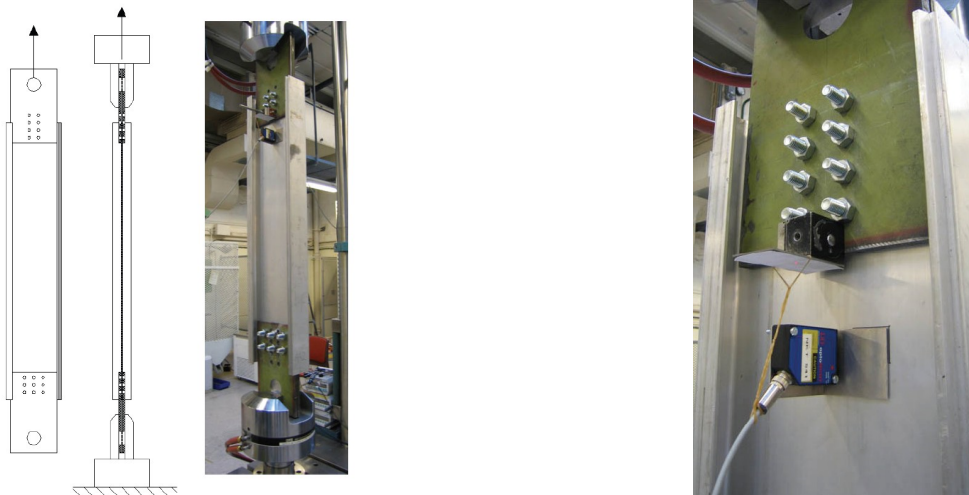
En betraktelig del av avviket mellom observerte og teoretiske kapasiteter skyldes definisjonen av skjærsonen i Eurocode 9. Eurocode 9 forutsetter skjærbrudd i netto skjærsoner, men samtlige forsøk indikerer at skjærbruddene oppstår et sted i mellom netto og brutto skjærsoner. Dette betyr at skjærarealet i realiteten er større noe som medfører en høyere skjærkapasitet enn den beregnet i henhold til Eurocode 9.

Materialets duktilitet har også hatt betydning for utfallet av forsøkene. Det er observert bruddformer som indikerer at materialet ikke er i stand til å omfordele spenninger og tøyninger slik at det oppstår rene blokkutrivningsbrudd. Figur 3.4 viser en usymmetrisk bruddform hvor skjærbruddet kun har oppstått på en side av forbindelsen. Dette skyldes først og fremst små geometriske unøyaktigheter, men et mer duktilt materiale vil kunne deformere seg mer før et eventuelt brudd slik at geometriske unøyaktigheter ikke fører til usymmetriske bruddformer.



Figur 3.4: Bruddmekanisme for forsøk A3, Picaro [10]

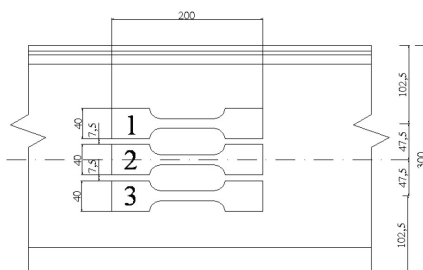
Figur 3.4 viser også at det har oppstått et brudd på oversiden av strekksonen. Dette er en konsekvens av at forbindelsen blir momentpåkjent når skjærbrudd kun oppstår på en side. Hvis strekkkapasiteten i steget over strekksonen er mindre enn den resterende skjærkapasiteten vil en slik bruddform oppstå i plater av lite duktile materialer.



Figur 3.6: Forsøksoppsett og måleutstyr, Johansen [11]

3.2.2 Materialelegenskaper

Johansen utførte enaksiale strekkforsøk på deler av steget i aluminiumsbejlen med legeringen EN-AW 6082 T6. Dette ble gjort for å avsløre eventuelle endringer i de mekaniske materialeegenskapene. Figur 3.7 viser hvor på steget prøvestykkene ble skjært ut fra, samt resultatene fra forsøkene. Tre strekkstaver(1-3) ble tatt ut fra to forskjellige posisjoner langs bejlen (B1 og B2), og gjennomsnittsverdiene ble derfor beregnet for prøvene i hver posisjon.



Forsøk	f_0 [MPa]	f_u [MPa]
B1-1	258	279
B1-2	258	279
B1-3	257	278
Gj.snitt B1	258	279
B2-1	265	284
B2-2	265	284
B2-3	265	284
Gj.snitt B2	265	284

Figur 3.7: Materialtester og resultater, Johansen [11]

Johansen observerte fra sine materialforsøk at materialets egenskaper hadde endret seg noe siden Picaro's forsøk. I tillegg varierte resultatene avhengig av hvor på bejlen prøvene var skjært ut fra. De to gjennomsnittsverdiene for f_0 og f_u er derfor benyttet i kapasitetsberegningene utført av Johansen.

3.2.3 Resultater mot Eurocode 9

Resultatene fra Johansens forsøk er vist i tabell 3.2 sammen med nettoarealene og de beregnede kapasitetene etter Eurocode 9 ($V_{eff,1,Rd}$). Det ble gjennomført to forsøksserier av totalt 9 forsøk hvor to av forsøkene (markert med *) ble utført med en annen maskin enn de resterende. Johansen tok også nøyaktige mål av boltegeometrien og stegtykkelsen for å beregne nettoarealene så eksakt som mulig.

Tabell 3.2: Nettoarealer og kapasiteter for forsøk A1-A5, Johansen [11]

Forsøk	A1.1*	A2.1*	A2.1	A3.1	A1.2	A2.2	A3.2	A4.2	A5.2
$A_{nt}[mm^2]$	151	149	152	159	152	151	152	0	0
$A_{nv}[mm^2]$	492	708	711	927	493	709	925	705	920
$V_{eff,1,Rd}[kN]$	115	147	148	182	119	152	185	108	141
$F_u[kN]$	158	200	203	257	155	211	255	179	227
$V_{eff,1,Rd}/F_u$	0.73	0.74	0.73	0.71	0.77	0.72	0.73	0.60	0.62

3.2.4 Kommentarer

Tabell 3.2 viser utnyttelser ($V_{eff,1,Rd}/F_u$) som igjen indikerer at Eurocode 9 gir konservative blokkutrivningskapasiteter. Sammenliknet med Picaro's resultater viser tabell 3.2 et større avvik mellom observerte og teoretiske kapasiteter (23-40%). Ser man bort fra forsøkene hvor strekksonen er tatt bort (A4 og A5) er avviket redusert til 23-29%. Dette er allikvel et betydelig avvik og skyldes muligens mer enn kun friksjon mellom platene i forbindelsene.

Maskinene som ble benyttet i disse forsøkene hadde fastholdingsmekanismer som sørget for en tilnærmet innspenning av endene. Denne innspenningen kan ha forårsaket momentpåkjenninger på prøvene som følge av små eksentrisiteter og unøyaktigheter. I tillegg kan de hydrauliske innfestningsmekanismene ha forårsaket tvungene bruddformer som har resultert i høyere bruddlaser.

Under evalueringen av resultatene nevner Johansen, som Picaro, duktilitet som en viktig faktor. Fra materialforsøk har legeringen en gjennomsnittlig verdi av faktoren $f_u/f_0 = 1.075$, noe som indikerer hvilken økning i kapasitet man kan forvente av å benytte f_u kontra f_0 [11]. Denne faktoren er ikke et direkte mål av materialets duktilitet, men for duktile legeringer er denne faktoren ofte mye høyere.

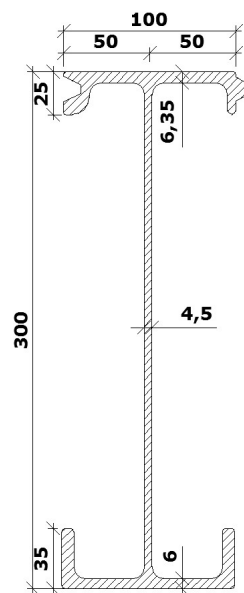
Johansen konkluderer med at hovedårsaken til avvikene er Eurocode 9's underestimering av skjærsonenbidraget. Forsøk A4.2 og A5.2 var utformet kun med tanke på skjærsonenbidraget og viste langt lavere utnyttelser enn de resterende forsøkene. Johansen fant et langt bedre samsvar mellom observerte og teoretiske kapasiteter ved å benytte brutto skjærsonen i kapasitetsberegningene i stedet for netto skjærsonen som i Eurocode 9 [11].

Kapittel 4

Forsøksprogram

4.1 Introduksjon

Det har blitt utført forsøk i laboratoriet med den hensikt å undersøke betydningen av friksjonseffekter og nøyaktighet ved montering for blokkutrivningskapasiteten i aluminiumsplater. I tillegg er det utført enaksiale strekktester av materialet for å avsløre eventuelle endringer i materialoppførselen til forsøksobjektet. Aluminiumsbejlen som er benyttet i forsøkene er nøyaktig den samme som er benyttet i forsøkene fra 2003 [10] og 2007 [11], nemlig et ekstrudert aluminiumsprofil av typen HDR 0115. Profilet er usymmetrisk og designet med hensyn på sammenkobling av flere slike profiler ved hjelp av not og fjær (se også Vedlegg A).



Figur 4.1: Tverrsnitt av HDR0115

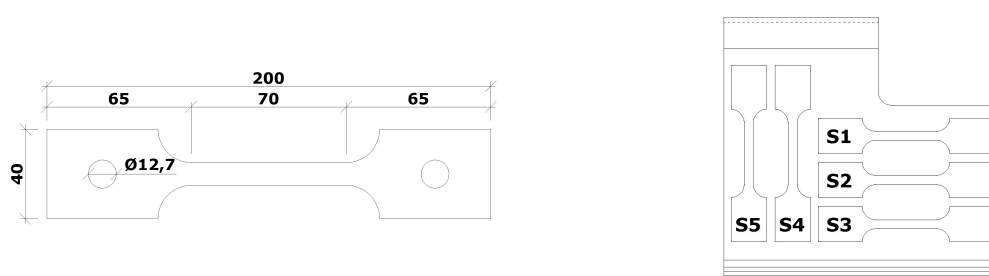
Profilets legering er av typen EN-AW 6082 T6 og er en vanlig brukt legering i bærende aluminiumskonstruksjoner. Materialet er ikke spesielt duktilt, men har en forholdsvis høy flytegrense [11]. Karakteristiske verdier for denne legeringen er gitt i tabell 4.1 og er hentet fra Ruukki [3].

Tabell 4.1: Karakteristiske materialegenskaper for EN-AW 6082 T6

Karakteristiske verdier	f_0 [MPa]	f_u [MPa]	E [MPa]
EN-AW 6082 T6	250	290	70000

4.2 Materialforsøk

Det er utført enaksiale strekkforsøk av materialet for å undersøke endringen i materialets mekaniske egenskaper. Forsøksgeometriene er skjært ut av steget på aluminiumsbjelken i henhold til standarddimensjoner ved hjelp av et datastyrt program. På grunn av materialets anisotropi er det valgt å ta ut prøver både parallelt med og vinkelrett på lengderetningen av bjelkesteget. Figur 4.2 viser den generelle geometrien av strekkprøvene og hvor på bjelken prøvene er tatt ut fra.



Figur 4.2: Geometri og plassering av strekkprøver

Alle materialforsøk er utført i en strekkmaskin av typen Instron med en lastkapasitet på 100kN. Strekkmaskinen har utført forsøkene med en forskyvningsstyrt belastning på 1 mm/min, og målinger er gjort på både last og forskyvning ved hjelp av sensorer i maskinen og et ekstensometer montert på prøvestykkene. Registreringen av data er gjort i en frekvens på 10Hz. Figur 4.3 viser oppsettet av forsøkene.



Figur 4.3: Oppsett av materialforsøk

For at resultatene fra materialforsøkene skal bli så eksakte som mulig er det tatt nøyaktige mål av bredden og tykkelsen på prøvene ved hjelp av et elektronisk mikrometer. Disse målene,

sammen med dataen fra forsøkene, er senere benyttet til å beregne ingeniørspenninger (σ_e), ingeniørtøyninger (ε_e), sanne spenninger (σ_t) og logaritmiske, sanne tøyninger (ε_l) etter følgende uttrykk,

$$\sigma_e = \frac{F}{A_0}, \quad \varepsilon_e = \frac{\Delta L}{L_0} \quad (4.1)$$

og

$$\sigma_t = \sigma_e(1 + \varepsilon_e), \quad \varepsilon_l = \ln\left(\frac{L}{L_0}\right) \quad (4.2)$$

hvor A_0 og L_0 er initielle arealer og lengder. Bakgrunnen for disse formlene blir ikke utledet her, men er blant annet utledet i kompendiet til Hopperstad og Børvik ved NTNU [12].

Av hensyn til ekstensometeret har dette blitt demontert under forsøkene ved en total tøyning på ca. 5%. For å produsere fullstendige last-forskyvningskurver fra forsøkene er derfor maskin-forskyvningen benyttet for å beregne den gjenstående tøyvningen før brudd.

Noen av forsøkene, S4 og S5, gikk ikke helt som planlagt blant annet på grunn av feilprogrammert maskin og kommunikasjonsproblemer med ekstensometeret. Dette har ført til at kun forsøk S5 har produsert brukbare data, og dette er kun data målt fra maskinen og ikke ekstensometeret. Allikevel er dette tilstrekkelig for å beregne både flytespenningen (f_0) og bruddspenningen (f_u) for forsøk S5. Forsøk S1-S3 har resultert i komplette datasett da maskinen etterhvert ble riktig programmert. Spennings-tøyningsskurvene for disse forsøkene finnes i vedlegg B.

I tabell 4.2 er resultatene fra materialforsøkene vist sammen med de målte tverrsnittsarealene for hvert prøvestykke. Flytespenningene (f_0) er beregnet ved 0.2% plastisk tøyning, og bruddspenningen er beregnet som maksimalverdien av ingeniørspenningen. Faktoren f_u/f_0 beskriver forholdet mellom brudd- og flytespenningen, og er også inkludert i tabellen.

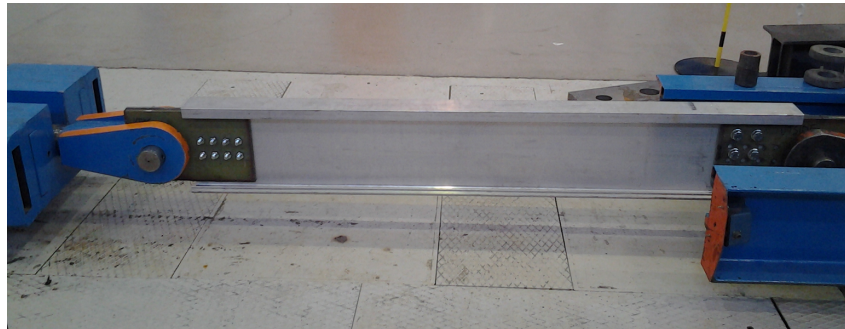
Tabell 4.2: Geometri og resultater fra materialforsøk

Forsøk	S1	S2	S3	S4	S5
Tykkelse [mm]	4.290	4.265	4.286	4.287	4.279
Bredde [mm]	12.510	12.560	12.559	12.546	12.487
Tverrsnittsareal [mm ²]	53.668	53.568	53.828	53.785	53.432
f_0 [MPa]	273	272	267	-	269
f_u [MPa]	289	289	287	-	279
f_u/f_0	1.06	1.06	1.08	-	1.04

Ut fra verdiene vist i tabell 4.2 er resultatene fra materialforsøk S1 vurdert mest relevant for videre bruk i oppgaven. Resultatene fra forsøk S1 og S2 er tilnærmet identiske og disse beskriver materialoppførselen sentrisk i bjelkesteget hvor forsøksforbindelsene er situert. Materialforsøk S5 bekrefter at materialet ikke er fullstendig isotropt, noe som også er tilfellet for ekstruderte aluminiumsprofiler, men antagelsen om isotropt materiale blir allikevel benyttet i de videre beregningene og analysene.

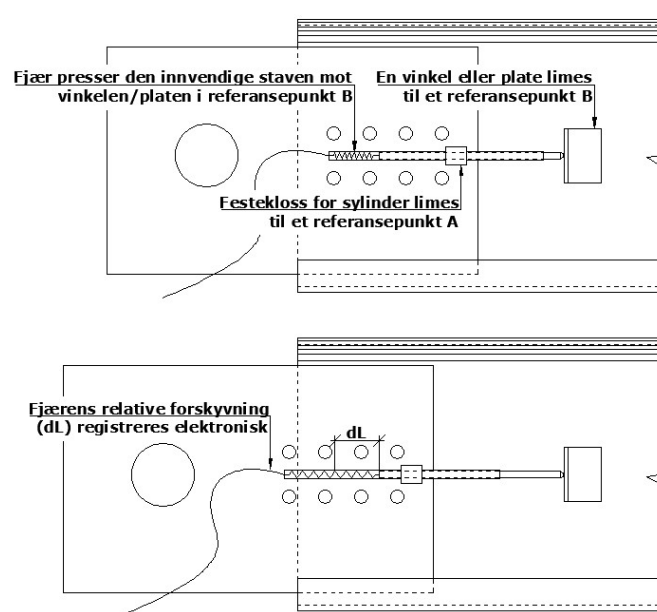
4.3 Forsøksutstyr

Strekktestene av bolteforbindelsene er utført ved hjelp av en hydraulisk jekk med en lastkapasitet på 2000kN. Dette er også den samme jekken som ble benyttet under forsøkene i 2003 [10]. Fordelen med denne jekken er at den gir optimale innfestningsforhold for rene strekktester da det ikke er ønskelig å få momentpåkjenninger på grunn av små skjevheter og eksentrisiteter. To dybler av høyfast er tredd gjennom hull i laskene på hver side av prøvestykket og sørger for en ren leddet forbindelse mellom bjelken og jekken. I de utførte forsøkene er belastningen fra jekken forskyvningsstyrt med en konstant belastningshastighet.



Figur 4.4: Forsøksobjekt tilkoblet den hydrauliske jekken

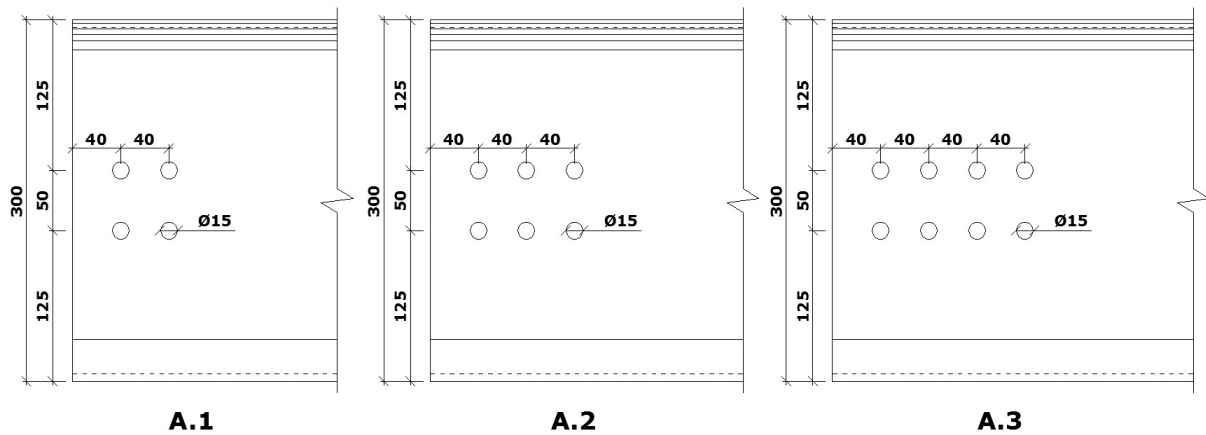
I motsetning til tidligere forsøk, hvor det er benyttet lasermålere, er det i disse forsøkene utført målinger med digitale, fjærbelastede målere. Slike målere består av en sylinder med en innvendig stav som kan deformeres aksialt ved hjelp av teleskopprinsippet. Sylindern festes (limes) til ett referansepunkt mens den innvendige staven presses ut mot et annet referansepunkt ved hjelp av en fjær. Den relative forskyvningen mellom målepunktene registreres så digitalt og resultatene loggføres med en ønsket frekvens. En prinsippskisse av måleredskapet er vist i figur 4.5.



Figur 4.5: Prinsippskisse av måleutstyr

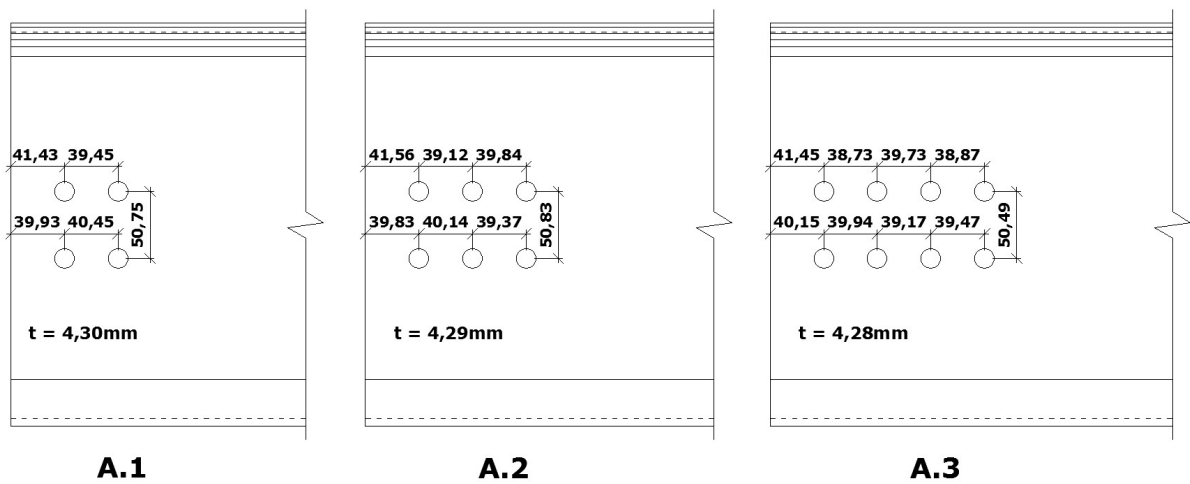
4.4 Forsøksserie

Det er valgt tre forsøksgeometrier tilsvarende tre av Johansen's [11] og Picaro's [10] tidligere forsøk for å sikre et godt sammenlikningsgrunnlag. De utvalgte geometriene er fra tidligere oppgaver dimensjonert slik at forbindelsene går til blokkutrivningsbrudd.



Figur 4.6: Forsøksserie, beregnede dimensjoner

Med tanke på nøyaktigheten av forbindelsenes beregnede kapasiteter er alle dimensjoner i forbindelsene målt eksakt med digitale måleinstrumenter. Små avvik er observert og dette skyldes at laskene er benyttet som mal for hullplasseringen. Laskene er benyttet i en rekke tidligere forsøk slik at hullgeometrien ikke lenger er helt eksakt. Figur 4.7 viser de målte dimensjonene for forsøksserien.

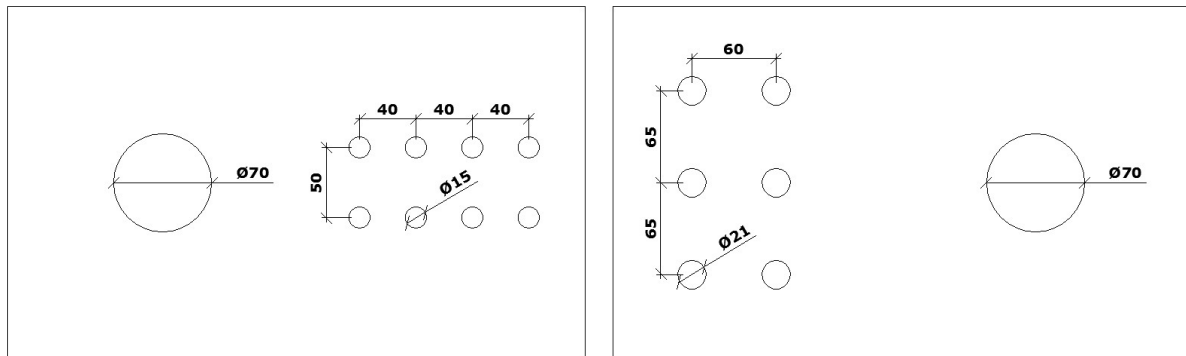


Figur 4.7: Forsøksserie, målte dimensjoner

Det som ikke framgår av figuren er at alle hulldiametere er målt til 14,85mm, samt at alle stegtykkelser angitt i figur 4.7 er gjennomsnittsverdier av flere målinger omkring hver av forbindelsene.

4.5 Forbindelsesmidler og bestanddeler

I forbindelsene er det benyttet to 12mm laskeplater av høyfast stål i hver ende av prøvestykkene. Disse laskene er utformet forskjellig avhengig av hvilken ende på prøvestykket som har hensikt å gå til brudd. I den betraktete enden, hvor bruddet vil oppstå, er det benyttet bolter av typen M14(8.8), mens i den ubetraktete enden er det benyttet bolter av typen M20(8.8). Som nevnt tidligere er laskeplatene benyttet i en rekke tidligere forsøk på stål- og aluminiumsforbindelser slik at de teoretiske målene vist i figur 4.8 kan avvike noe.



Materialegenskaper	f_0 [MPa]	f_u [MPa]
Weldox 700	700	780-930
M14/M20 (8.8)	640	800

Figur 4.8: Lasker og bolter, geometri og materialegenskaper [13]

Laskene er opprinnelig dimensjonert for boltede stålforbindelser og kan derfor betraktes som uendelig stive i forhold til steget på aluminiumsbjelken. Dette er gunstig da det er ønskelig å måle deformasjonene i forbindelsen så nøyaktig som mulig.

For å sikre at forsøkene resulterer i blokkutrivning av forbindelsene er også boltene dimensjonert meget konservativt. Skjærkapasiteten for ett skjæringsnitt i en bolt er gitt i tabell 3.4 i EC3 del 1-8 [4] som,

$$F_{v,Rd} = \frac{\alpha_v f_{ub} A}{\gamma_{M2}} \text{ hvor } \alpha_v = 0.6 \text{ for klasse 8.8} \quad (4.3)$$

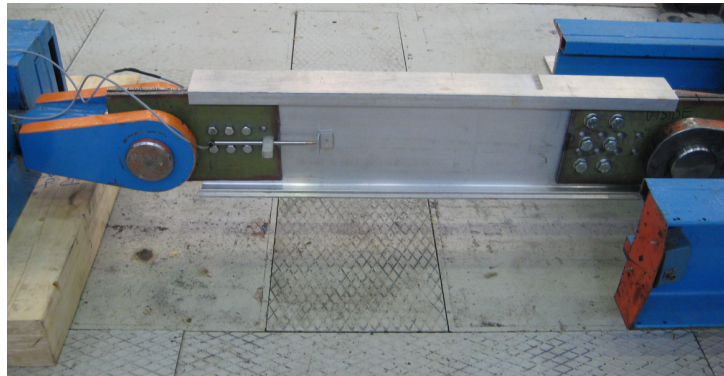
Ved å sette $\gamma_{M2} = 1,0$ blir kapasiteten for en M14-bolt (to snitt) $F_{v,Rd} = 147.8 \text{ kN}$. En bolterad, bestående av to bolter, vil derfor ha en samlet kapasitet på 295.6 kN , noe som er mer enn nok sammenliknet med de beregnede bruddlastene.

4.6 Montering og utførelse

Det er lagt stor vekt på monteringen av forbindelsene for å unngå uønskede friskjonseffekter mellom bjelkesteg og lasker. Alle forbindelser er derfor montert og strammet for hånd slik at friksjonen som oppstår mellom steget og laskene blir minimal.

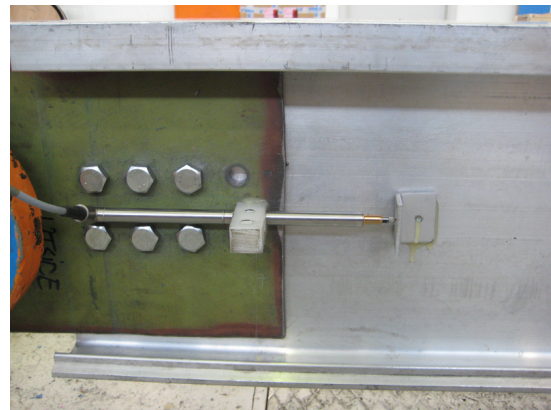
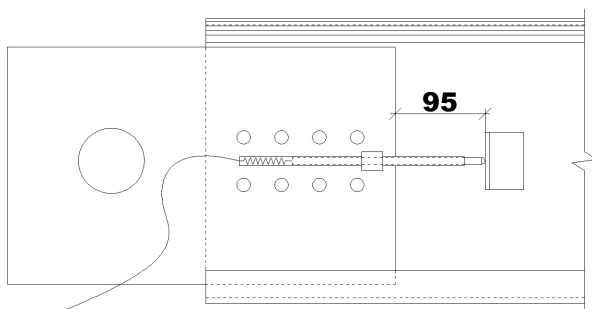
De ferdigmonterte prøvestykkene er deretter koblet til strekkmaskinen ved hjelp av to 70mm dybler av høyfast stål, før prøvestykkene er belastet med en strekkraft av størrelsesorden 5-10kN

slik at boltene i forbindelsene har kontakt før forsøkene utføres. Forsøkene er til slutt utført med en forskyvningsstyrt belastning stilt inn på 1mm/min. I figur 4.9 er et av de ferdigmonterte forsøkene vist.



Figur 4.9: Ferdigmontert og klargjort forsøksobjekt

Det er benyttet to elektroniske, fjærbelastede målere for å registrere boltegruppens forskyvning. Disse er limt til laskene på begge sider av forbindelsen. Det er også limt små L-profiler på hver side av bjelkesteget i en avstand 95mm fra laskekantene. På denne måten kan måleinstrumentene registrere den relative forskyvningen mellom boltegruppen og de pålimte vinklene. Prinsippet er vist i figur 4.10.



Figur 4.10: Måleutstyr for laboratorieforsøk

Fordelen med å benytte to målere for deformasjonen er at en eventuell horisontal skjevstilling som vil føre til feilmålinger vil bli lettere oppdaget. I tillegg øker nøyaktigheten av resultatene ved at man kan benytte gjennomsnittsverdien av de to målingene. Målinger av last og deformasjon er under forsøkene registrert med en frekvens på 10Hz.

4.7 Kapasiteter etter Eurocode 9

I dette kapittelet presenteres relevante verdier og de beregnede kapasitetene i henhold til likning (2.1) og Eurocode 9 for samtlige forbindelser i forsøksserien. I utregningene er sikkerhetsfaktorene γ_{M1} og γ_{M2} satt lik 1.0, og materialfastheter som er benyttet er resultatene fra materialforsøk

S1 gitt i tabell 4.2. Alle beregnede kapasiteter etter Eurocode 9 og likning (2.1) er utledet i Vedlegg C.

I tabell 4.3 oppgis motstandsarealer for strekksonen (A_{nt}) og skjærsonen (A_{nv}), samt den teoretiske kapasiteten ($V_{eff,1,Rd}$) etter likning (2.1). I tillegg oppgis kapasitetene for strekksonen ($V_{nt,Rd}$) og skjærsonen ($V_{nv,Rd}$) separat med den hensikt å kunne sammenlikne kapasitetene med resultatene fra forsøkene. Alle verdier er avrundet til nærmeste heltall.

Tabell 4.3: Motstandsarealer og kapasiteter for forsøk A.1-A.3 etter Eurocode 9

Forsøk	A.1	A.2	A.3
$A_{nt} [mm^2]$	154	154	154
$A_{nv} [mm^2]$	502	712	914
$f_0 [MPa]$	273	273	273
$f_u [MPa]$	289	289	289
$V_{nt,Rd} [kN]$	45	45	45
$V_{nv,Rd} [kN]$	79	112	144
$V_{eff,1,Rd} [kN]$	124	157	189

4.8 Kapasiteter etter alternative kapasitetsformler

Det er beregnet kapasiteter av samtlige forbindelser i forsøksserien i henhold til de alternative kapasitetsformlene gitt i likning (2.2) og (2.3). Disse kapasitetene er interessante med tanke på en sammenlikning med forsøksresultatene og illustrerer hvor store forskjeller i kapasitet man får når skjærsonens plassering varierer. Som for beregningene etter Eurocode 9 benyttes sikkerhetsfaktorer lik 1.0 og materialfastheter fra materialforsøk S1 gitt i tabell 4.2.

4.8.1 Kapasiteter ved bruk av brutto skjærsoner

I tabell 4.4 er kapasitetene for samtlige forbindelser i forsøksserien beregnet i henhold til likning (2.2) som forutsetter at skjærnittet er situert i bruttosonen. Beregnede motstandsarealer og materialfastheter er også inkludert i tabellen.

Tabell 4.4: Kapasiteter av forsøk A.1-A.3 ved bruk av brutto skjærareal

Forsøk	A.1	A.2	A.3
$A_{nt} [mm^2]$	154	154	154
$A_{gv} [mm^2]$	693	1031	1359
$f_0 [MPa]$	273	273	273
$f_u [MPa]$	289	289	289
$V_{nt,Rd} [kN]$	45	45	45
$V_{gv,Rd} [kN]$	109	162	214
$V_{br,Rd} [kN]$	154	207	259

4.8.2 Kapasiteter ved bruk av aktiv skjærsoner

I tabell 4.5 er kapasitetene for samtlige forbindelser i forsøksserien beregnet i henhold til likning (2.3) som forutsetter at skjærnittet er situert et sted mellom netto- og brutto skjærsoner. Beregnede motstandsarealer og materialfastheter er også inkludert i tabellen. De fullstendige utregningene er vist i vedlegg D.

Tabell 4.5: Kapasiteter av forsøk A.1-A.3 ved bruk av aktivt skjærareal

Forsøk	A.1	A.2	A.3
$A_{nt} [mm^2]$	154	154	154
$A_{av} [mm^2]$	540	838	1105
$f_0 [MPa]$	273	273	273
$f_u [MPa]$	289	289	289
$V_{nt,Rd} [kN]$	42	42	42
$V_{av,Rd} [kN]$	89	137	181
$P_p [kN]$	131	179	223

4.9 Initielle stivheter til forbindelser i forsøksserien

Det er beregnet teoretiske initialstivheter til alle forbindelser i forsøksserien etter uttrykket gitt i likning (2.4). Stivhetsuttrykket forutsetter symmetri og derfor er teoretiske (beregnete) geometrier benyttet i beregningene. Målte verdier er kun benyttet for tykkelsen bjelkesteget. De teoretiske initialstivhetene til samtlige forbindelser er vist i tabell 4.6 og de fullstendige utregningene av disse stivhetene finnes i Vedlegg E.

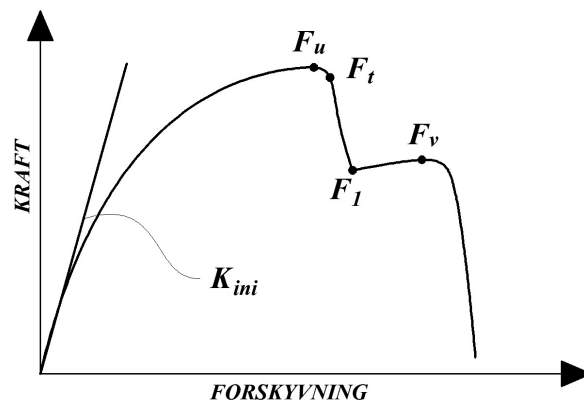
Tabell 4.6: Teoretiske initialstivheter til forbindelser i forsøksserien

Forsøk	A.1	A.2	A.3
$K_{ini} [kN/mm]$	77.95	117.14	156.49

Kapittel 5

Forsøksresultater

I dette kapitlet presenteres resultatene fra forsøksserien. I tidligere forsøk har strekk- og skjærbidraget i forbindelsene vist seg tydelig gjennom formen på last-forskyvningskurvene. Punktene som angir disse kapasitetene er derfor vurdert som høyst relevante med tanke på sammenlikningen med beregninger og analyser. Figur 5.1 er tilsvarende den vist i Johansen's masteroppgave og illustrerer en generell last-forskyvningskurve hvor relevante punkter på kurven er markert. I figuren er også den teoretiske initialstivheten (K_{ini}) vist.

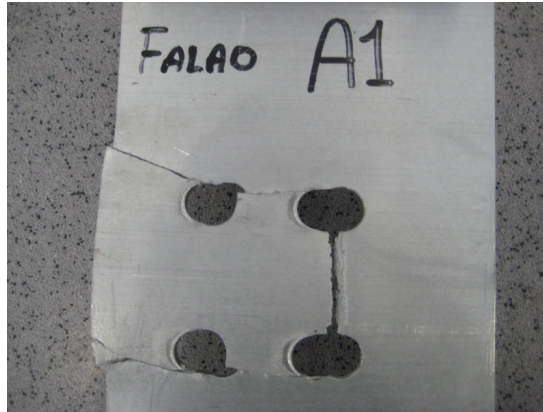


Figur 5.1: Generell last-forskyvningskurve

Disse verdiene, samt tilhørende deformasjoner, er presentert i dette kapitlet for forsøk A.1, A.2 og A.3. I tillegg er de teoretiske initialstivhetene fra tabell 4.6 inkludert. Alle bilder som er vist fra forsøkene finnes også i høyere oppløsning i vedlegg F.

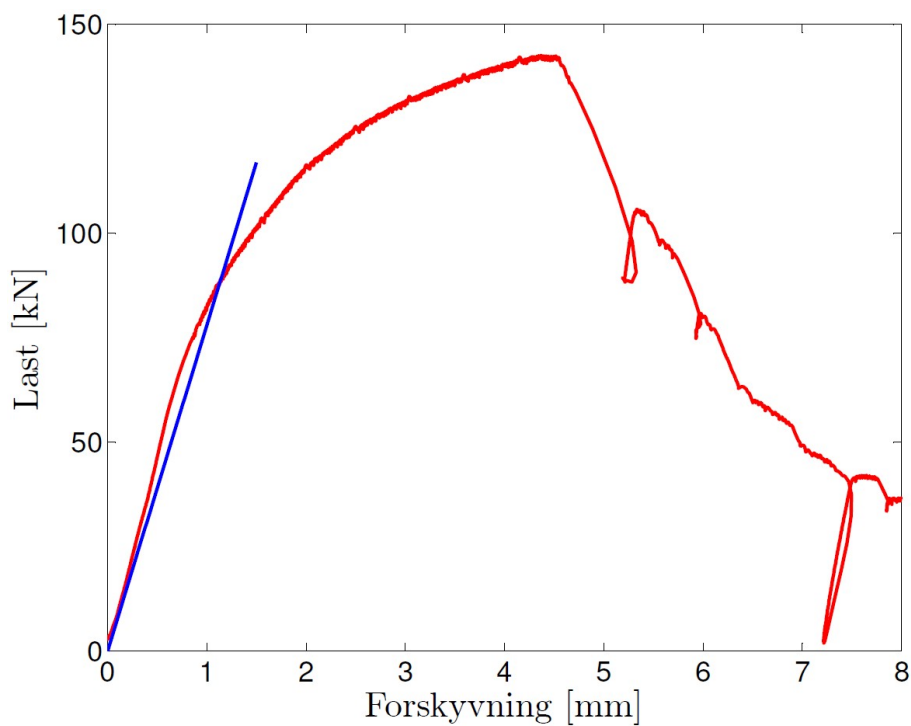
5.1 Forsøk A.1

Figur 5.2 viser forsøkets bruddform. Bruddformen viser et tydelig blokkutrivningsbrudd bestående av et strekkbrudd i nettosonen og skrå skjærbrudd mot bruttosonen.



Figur 5.2: Forsøk A.1 - Bruddform

Forsøkets last-forskyvningskurve er vist i figur 5.3 sammen med tilhørende målte kapasiteter, deformasjoner og beregnet initialstivhet.



Resultater	
F_u [kN]	143
F_t [kN]	140
F_1 [kN]	88
F_v [kN]	105
δ_u [mm]	4.37
δ_t [mm]	4.58
δ_1 [mm]	5.28
δ_v [mm]	5.32
K_{ini} [kN/mm]	77.95

Figur 5.3: Forsøk A.1 - Last-forskyvningskurve og resultater

Responskurve og stivhet

Forsøk A.1 gav en forventet form på last-forskyvningskurven ved at forsøket først gikk til strekkbrudd ved bruddlasten F_t for deretter å gå til et skjærbrudd ved lasten F_v . Skjærplataet ble ikke like definert i dette forsøket som i Johansen's forsøk med samme geometri, men kurven er svært lik den Picaro fikk ut fra sitt forsøk. Dette har nok sammenheng med at Johansen benyttet en annen maskin og for noen av forsøkene en annen registreringsfrekvens [11]. Man kan se at starten på kurven indikerer at ikke alle bolter hadde full kontakt fra starten av. Dette vil si at materialet ved noen hullkanter rekker å stukes før andre hullkanter i det hele tatt får kontakt med boltene. Dette påvirker forbindelsens stivhet. Allikevel kan man observere et godt samsvar mellom den teoretiske og den faktiske initialstivheten. Dette er en god indikasjon på at friksjonseffekter er unngått.

Duktilitet

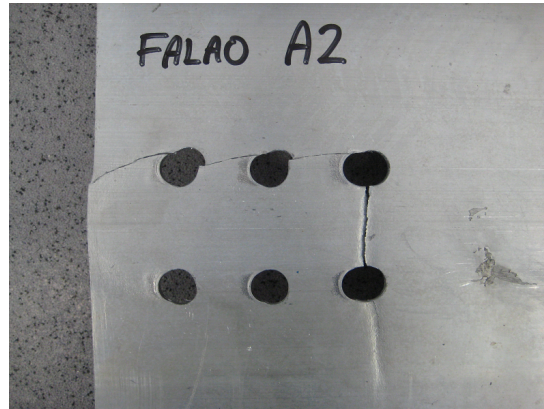
Materialforsøkene har vist at materialet sannsynligvis har blitt noe mindre duktilt siden forsøkene i 2007. Dette er basert på faktoren f_u/f_0 vist i tabell 4.2 som ofte gir en indikasjon hvor duktilt et materiale er. For materialforsøk S1 og S2 (tatt ut sentrisk fra steget) ble denne faktoren beregnet til 1.06, men Johansen beregnet i 2007 faktoren til både 1.07 og 1.08 for tilsvarende forsøk [11]. Ved å observere oppførselen av forbindelsen etter at strekkbruddet har oppstått (F_t) kan man se at det såkalte skjærplataet ikke rekker å utvikle seg stort før skjærbruddet også oppstår. Dette bekrefter at materialet ikke er spesielt duktilt.

Bruddform

Bruddformen i forsøket ble et forventet blokkutrivningsbrudd med tydelige bruddlinjer i både strekk- og skjærsonen. Som i tidligere forsøk oppstår strekkbruddet nesten eksakt i nettostrekksonen, mens skjærbruddene får en noe skjev form og oppstår mellom netto- og brutto-skjærsonene. Dette indikerer at en kapasitetsberegning med bruk av netto skjærsonene vil være konservativ da skjærarealet i realiteten er større.

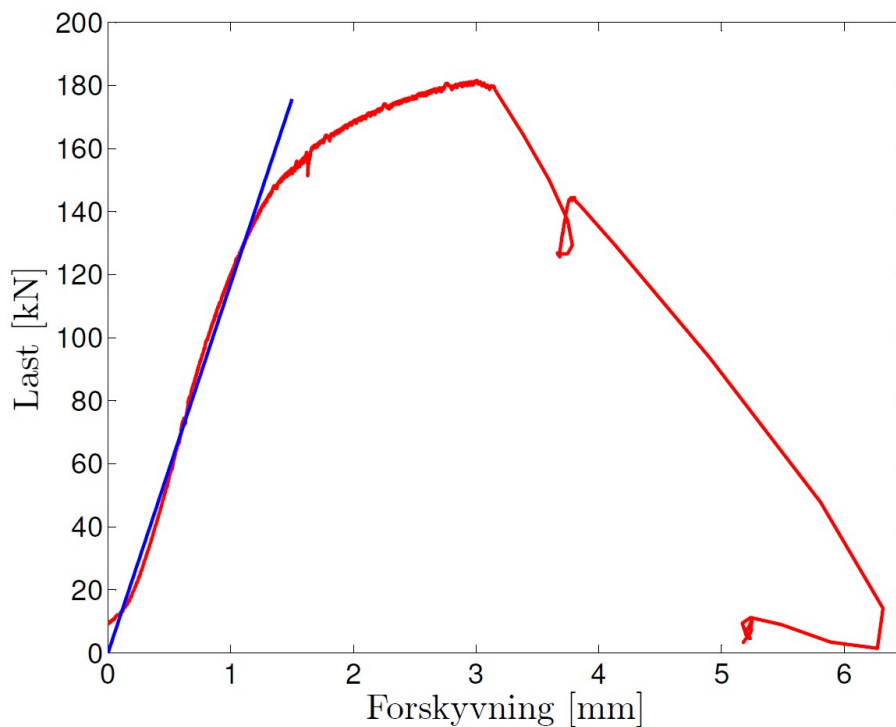
5.2 Forsøk A.2

Figur 5.4 viser forsøkets bruddform. Bruddformen bærer preg av at skjærbruddet kun oppstod på en side slik at forbindelsen også ble momentpåkjent. Dette er tydelig ut fra det vertikale bruddet som har oppstått rett under strekkbruddet.



Figur 5.4: Forsøk A.2 - Bruddform

Forsøkets last-forskyvningskurve er vist i figur 5.5 sammen med tilhørende målte kapasiteter, deformasjoner og beregnet initialstivhet.



Resultater	
F_u [kN]	182
F_t [kN]	180
F_1 [kN]	127
F_v [kN]	145
δ_u [mm]	3.0
δ_t [mm]	3.14
δ_1 [mm]	3.75
δ_v [mm]	3.80
K_{ini} [kN/mm]	117.14

Figur 5.5: Forsøk A.2 - Last-forskyvningskurve og resultater

Responskurve og stivhet

Dette forsøket gav en tilsvarende form på last-forskyvningskurven som forsøk A.1. Rett etter at forbindelsens kapasitet (F_u) er nådd oppstår et brudd i strekksonen. Deretter utvikles et lite skjærplata før bruddet i skjærsonen oppstår. Den beregnede initialstivheten (K_{ini}) samsvarer også godt med den observerte initialstivheten til forbindelsen. Igjen indikerer dette at friksjonen mellom platene i forbindelsen sannsynligvis er unngått har vært veldig lav.

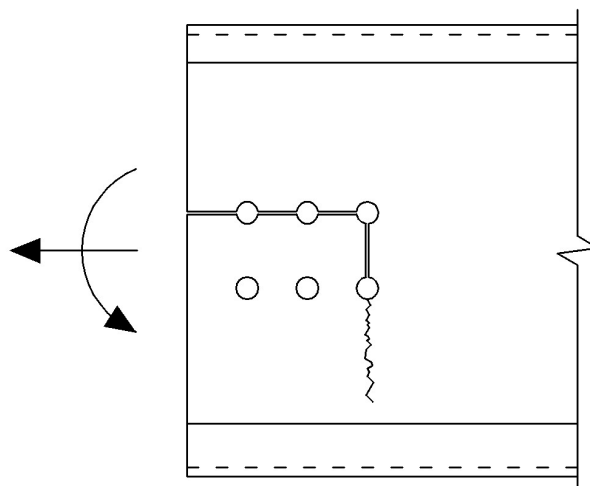
Sammenliknet med forsøk A.1 er det tydelig at boltene i forsøk A.2 ikke hadde like god kontakt med hullkantene fra starten av. Dette kan observeres ut fra formen på last-forskyvningskurven som er svært ikke-lineær i starten av forsøket.

Duktilitet

Materialet i aluminiumsbejelken viser også for dette forsøket en lite duktil oppførsel. Et lite skjærplata kan observeres ved en deformasjon på 3.80mm, men som kurven viser oppstår skjærbruddet svært raskt noe som indikerer lav duktilitet.

Bruddform

I dette forsøket ble det observert en usymmetrisk bruddform som vist i figur 5.4. Slike bruddformer er en konsekvens av en lite duktil materialoppførsel i tillegg til små geometriske unøyaktigheter i forbindelsen. I en forbindelse hvor skjærarealene ikke er identiske, og materialet er lite duktilt, kan skjærbruddet oppstå på kun en side av forbindelsen. Dette fører til at forbindelsen også blir momentpåkjent. Hvis kapasiteten i den gjenværende skjærsonen er større enn kapasiteten til det momentbelastede steget vil bruddformen bli som vist i figur 5.4. Dette er også illustrert i figur 5.6.

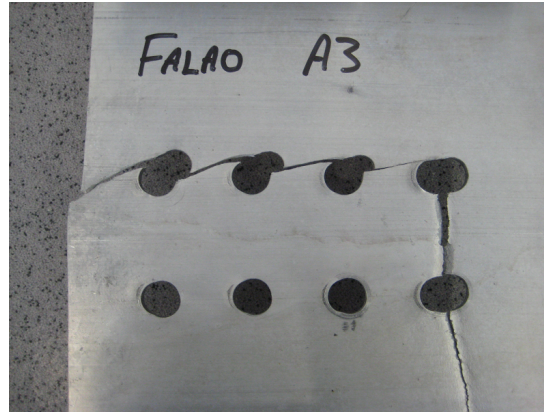


Figur 5.6: Illustrasjon av usymmetrisk bruddform

I dette forsøket var ikke kapasiteten i steget høyere enn den gjenværende skjærkapasiteten slik at det utviklet seg et brudd under strekksonen og mot flensen.

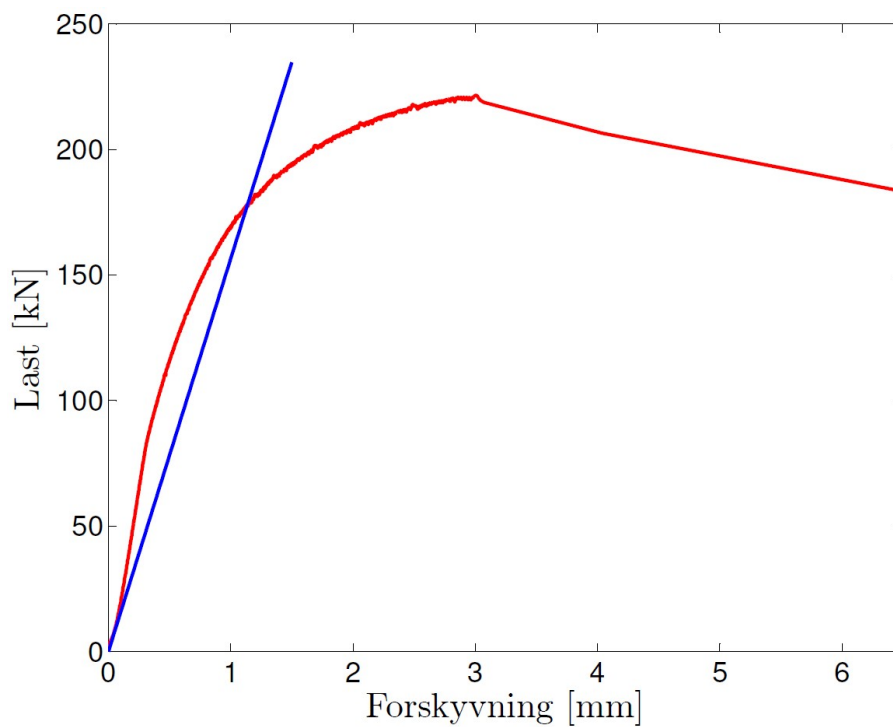
5.3 Forsøk A.3

Figur 5.7 viser forsøkets bruddform. Bruddformen er også her påvirket av en momentpåkjenning som følge av et usymmetrisk skjærbrudd i forhold til forbindelsens senterlinje.



Figur 5.7: Forsøk A.3 - Bruddform

Forsøkets last-forskyvningskurve er vist i figur 5.8 sammen med tilhørende målte kapasiteter, deformasjoner og bergenet initialstivhet.



Resultater	
F_u [kN]	222
F_t [kN]	219
F_1 [kN]	-
F_v [kN]	219
δ_u [mm]	3.00
δ_t [mm]	3.08
δ_1 [mm]	-
δ_v [mm]	3.08
K_{ini} [kN/mm]	156.49

Figur 5.8: Forsøk A.3 - Last-forskyvningskurve og resultater

Responskurve og stivhet

Kurven viser for dette forsøket en noe anderledes form i tillegg til et mindre godt samsvar mellom beregnet og observert initialstivhet til forbindelsen. I dette forsøket gikk forbindelsen til strekk- og skjærbrudd ved samme tidspunkt noe som førte til et svært lite duktilt brudd. Den teoretiske initialstivheten (K_{ini}) indikerer også at det kan ha oppstått friksjon mellom bjelkesteget og laskene slik at forbindelsens stivhet har økt.

Duktilitet

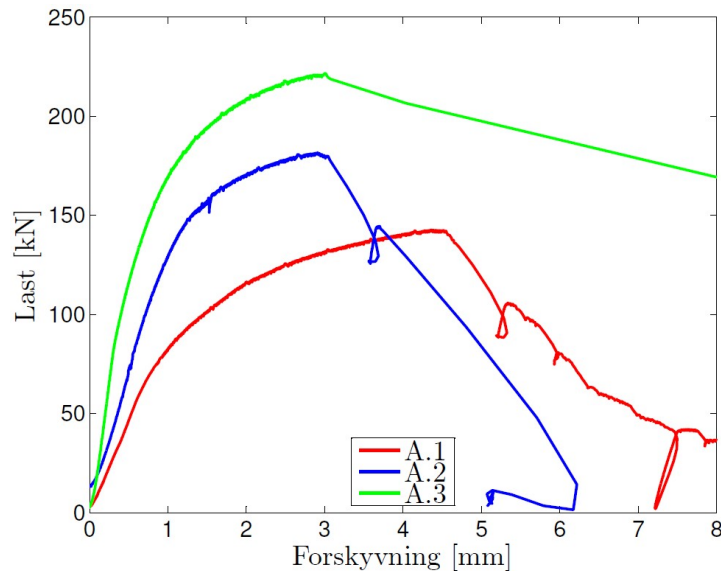
Dette forsøket viser en mindre duktil oppførsel enn tidligere forsøk. Figur 5.8 viser at materialet går til brudd både i strekksone og skjærsonen samtidig. Dette har også sammenheng med at skjærkapasiteten utgjør en betydelig del av den totale kapasiteten i lengre forbindelser som denne. Materialet er heller ikke duktilt nok til å tillate et skjærbrudd å oppstå i den gjenværende skjærsonen, noe som igjen sørger for et usymmetrisk brudd.

Bruddform

Bruddformen fra dette forsøket er tilsvarende den observert fra forsøk A.2. Dette er ikke uventet da skjærkapasiteten i dette forsøket er større, mens kapasiteten av steget er den samme. Slike bruddformer er det vanskelig å gardere seg mot i forbindelser hvor steghøyden ikke er alt for ulik lengden av skjærsonen. Geometriske unøyaktigheter vil alltid være tilstede, og når materialet er lite duktilt i tillegg vil bruddformen ofte bli som vist i figur 5.7.

5.4 Totaloversikt og sammenlikning med tidligere forsøk

Responskurvene fra samtlige forsøk er vist i figur 5.9. I tabell 5.1 er de mest relevante resultatene fra forsøksserien vist i tillegg til at de er satt opp mot resultater fra tidligere forsøk. For hver gruppe av identiske forsøk er det derfor beregnet et avvik (%) som sier noe om spredningen av resultatene. Deformasjonene δ_t , δ_1 og δ_v er ikke inkludert i tabell 5.1 da disse vil variere mye på grunn av forskjellige bruddformer.



Figur 5.9: Last-forskyvningskurver for forsøksserie

Tabell 5.1: Forsøksserie - Resultater og sammenlikning med tidligere forsøk

Forsøk	F_u [kN]	F_t [kN]	F_1 [kN]	F_v [kN]	δ_u [mm]
Falao A.1	143	140	88	105	4.37
Picaro A1	152	-	112	117	3.29
Johansen A1.1.1	158	155	118	122	2.90
Johansen A1.2.2	155	147	118	120	3.60
Avvik (%)	7-10	5-11	27-34	11-16	21-51
Falao A.2	182	180	127	145	2.90
Picaro A2(1)	189	-	135	144	3.95
Picaro A2(2)	176	-	-	-	2.39
Picaro A2(3)	181	-	141	151	2.45
Johansen A2.1.1	200	198	163	166	2.80
Johansen A2.1.2	203	191	165	170	3.20
Johansen A2.2.2	211	200	169	175	3.00
Avvik (%)	1-16	6-11	6-33	1-21	3-36
Falao A.3	222	219	-	219	3.00
Picaro A3	231	-	170	176	3.60
Johansen A3.1.2	257	241	215	223	2.10
Johansen A3.2.2	255	238	218	223	2.60
Avvik (%)	4-16	9-10	-	2-24	20-43

Tabell 5.1 viser tydelig spredningen i resultater for forsøk som i utgangspunktet skal være identiske. Det presiseres allikevel at alle forsøk ikke er utført med samme utstyr i tillegg til at materialeegenskapene til aluminiumsbjelken har endret seg iløpet av de årene forsøkene har blitt utført. Det tas også forbehold om at noe av avvikene kan skyldes små geometriske unøyaktigheter og defekter i materialet som ikke er oppdaget før og under forsøkene.

Avvik

Den viktigste sammenlikningsverdien er bruddlasten F_u . Denne verdien definerer forbindelsesens kapasiteter og ut fra tabell 5.1 kan man se at F_u også er et av resultatene med minst avvik. Forsøkene utført i sammenheng med denne oppgaven har en lavere bruddlast enn nesten samtlige tilsvarende forsøk utført i 2003 og 2007. Sannsynligvis er noe av årsaken til dette friksjon mellom lasker og bjelkesteg og det mistenkes at dette har hatt en betydelig innvirkning på de tidligere utførte forsøkene. De numeriske analysene, som er beskrevet senere i denne oppgaven, representerer ideelle (friksjonsløse) tilfeller slik at en sammenlikning vil indikere hvor mye friksjonen eventuelt har påvirket bruddlastene.

Tabell 5.1 viser store avvik for lastene F_t , F_1 og F_v , men disse kapasitetene er svært avhengige av bruddformene. Det kan derfor ikke forventes at det skal være et perfekt samsvar mellom disse verdiene. Deformasjonene ved brudd, δ_u , avviker mye mer enn det som er forventet, men dette kan fort skyldes små horisontale skjelvstillinger av forsøksobjektene som vil resultere i unøyaktige målinger. Friksjon mellom laskene og bjelkesteget kan også være en årsak, men dette vil eventuelt avsløres i de numeriske analysene.

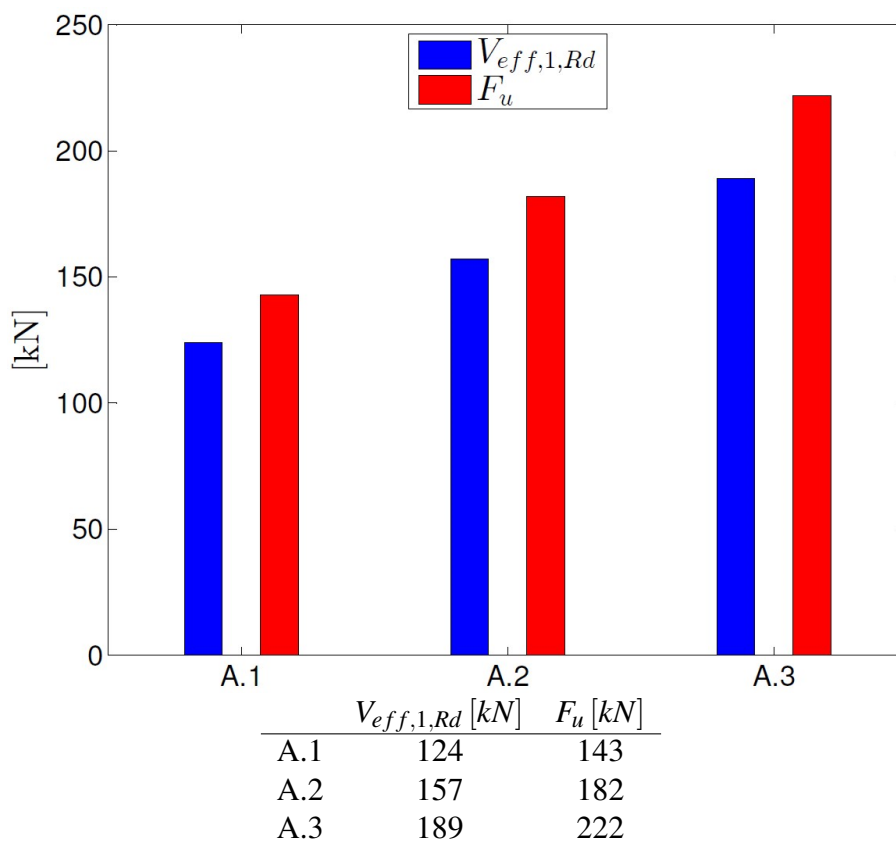
Kapittel 6

Forsøk mot beregnede kapasiteter

6.1 Forsøk mot Eurocode 9

I dette kapitlet er kapasitetene fra laboratorieforsøkene (F_u) sammenliknet med blokkutrivningskapasitetene etter Eurocode 9 ($V_{eff,1,Rd}$) gitt ved likning (2.1). Likning (2.1) består av et strekkbidrag ($V_{nt,Rd}$) og et skjærbidrag ($V_{nv,Rd}$), og derfor sammenliknes også disse bidragene separat med forsøksresultatene. På denne måten er det lettere å undersøke hva eventuelle avvik skyldes.

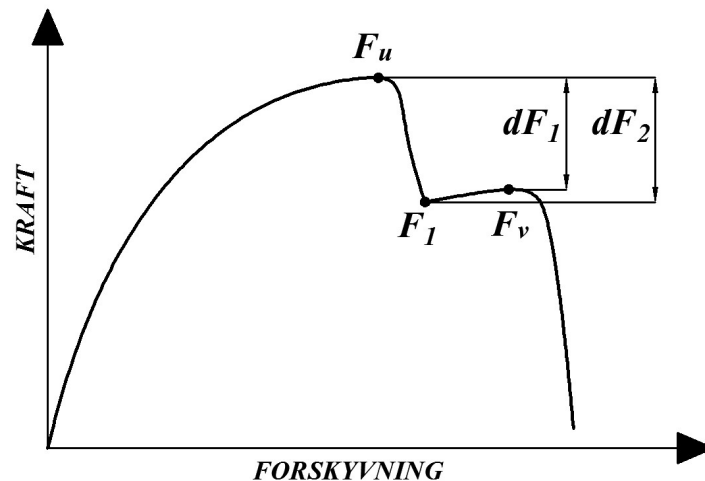
6.1.1 Kapasiteter og bidrag



Figur 6.1: Kapasiteter fra forsøk mot Eurocode 9

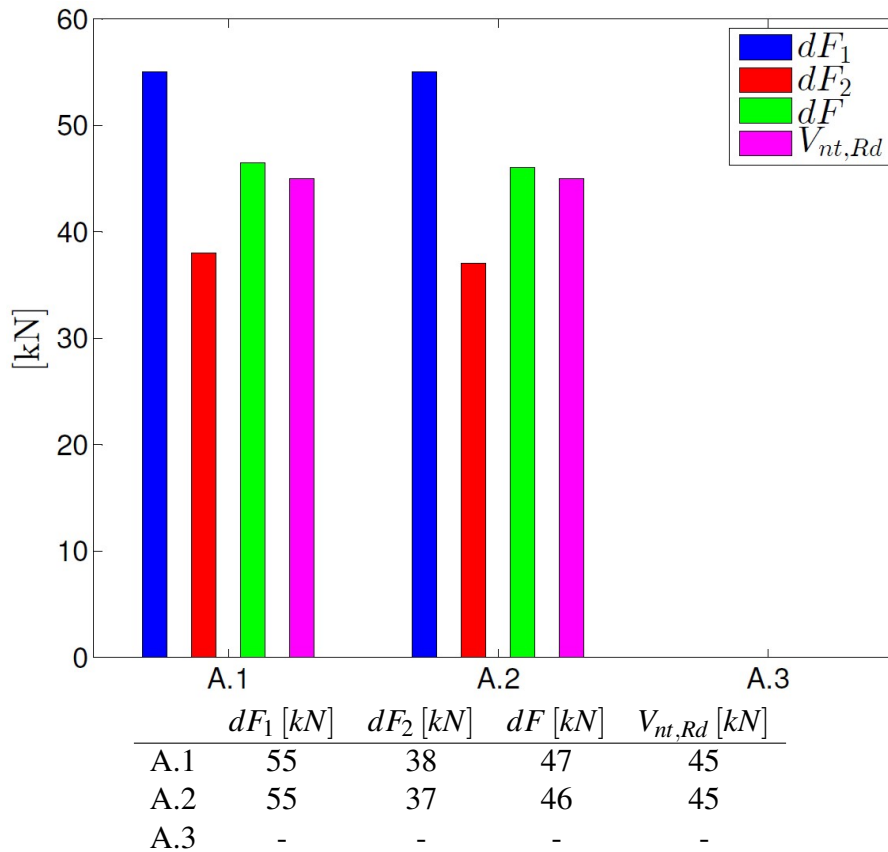
Figur 6.1 viser de beregnede kapasitetene for blokkutrivning etter Eurocode 9 sammenliknet med bruddlastene (F_u) fra hvert forsøk. Sammenlikningen viser at kapasitetene etter Eurocode 9 alltid ligger på sikker side, men at avviket mellom beregnet og virkelig kapasitet er forholdsvis stort. Dette avviket skyldes forenklinger og antagelser i kapasitetsuttrykket gitt i Eurocode 9. Ved å studere strekk- og skjærbidragene separat kan man lettere observere hvorfor likning (2.1) ikke estimerer bruddlastene mer eksakt.

For å undersøke nøyaktigheten av strekkbidraget i likning (2.1) er last-forskyvningskurvene fra forsøkene studert. I blokkutrivningsforsøkene gikk forbindelsene først til strekkbrudd før skjærbruddene oppstod (med unntak av A.3). Derfor kan man observere et fall i kapasitet, tilsvarende strekkkapasiteten, ut fra last-forskyvningskurvene. Da forsøk A.3 gikk til strekkbrudd samtidig som skjærbruddet oppstod kan ikke dette forsøket brukes for å finne strekkbidraget. Sammenlikninger av beregnet og virkelig strekkkapasitet er derfor kun vist for forsøk A.1 og A.2.



Figur 6.2: Strekkbidrag fra forsøkskurver

Figur 6.2 illustrerer fallet i kapasitet etter at strekkbruddet har oppstått. Figuren viser to forskjellige delkapasiteter, dF_1 og dF_2 , som kan beregnes fra resultatene gitt i figur 5.3 og 5.5 for henholdsvis forsøk A.1 og A.2. I tillegg kan det beregnes et gjennomsnitt (dF) av verdiene dF_1 og dF_2 som igjen kan sammenliknes med den beregnede strekkkapasiteten ($V_{nt,Rd}$) etter likning (2.1). Dette er vist i figur 6.3.



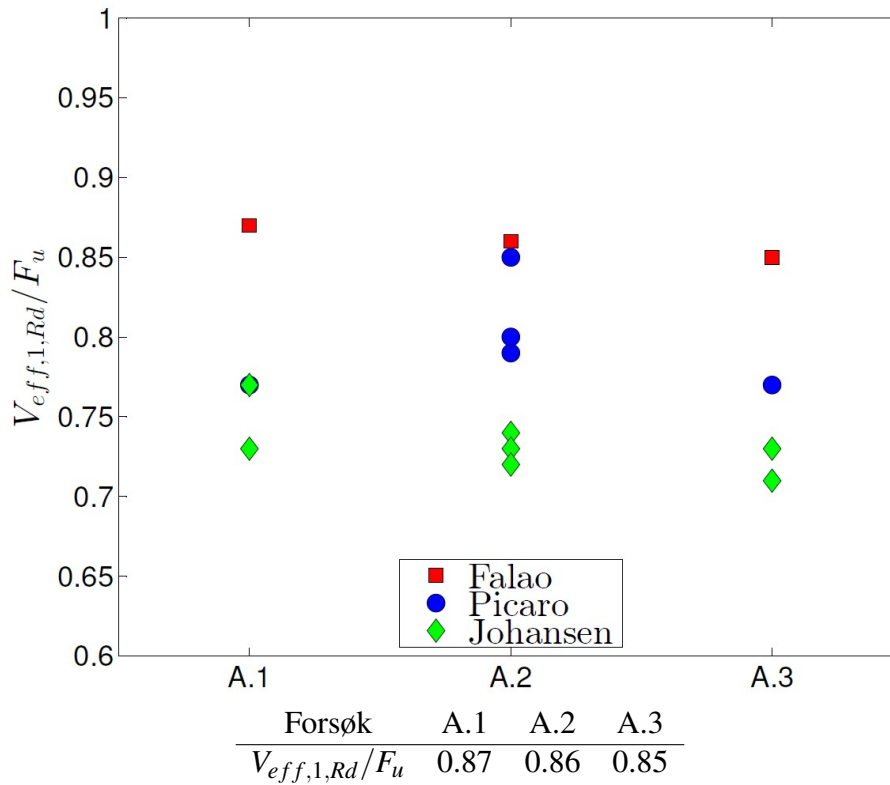
Figur 6.3: Strekkbidrag fra forsøk mot Eurocode 9

Figur 6.3 viser at strekkbidraget beregnet etter Eurocode 9 ($V_{nt,Rd}$) estimerer det virkelige strekkbidraget ganske godt. Dette er heller ikke uventet da bruddformene tydelig viser at strekkbruddet oppstår nøyaktig i nettosonen. Det virker derfor fornuftig å konkludere med at avviket mellom forsøk og kapasiteter etter Eurocode 9 hovedsakelig skyldes et underestimert skjærbi- drag.

Skjærbidraget i likning (2.1) forutsetter en uniform spenningsfordeling over skjærnittet som er situert i netto skjærsoner. Ut fra bilder fra forsøkene (og tidligere forsøk) ser man fort at skjærbruddene ikke oppstår i nettosonen, men et sted i mellom netto- og bruttosonen. Dette betyr at skjærbruddet går over et større skjærareal enn det beskrevet i Eurocode 9 (A_{mv}) og skjærkapasiteten er derfor i realiteten større.

6.1.2 Utnyttelser og avvik

Faktoren $V_{eff,1,Rd}/F_u$ er en viktig parameter som har blitt lagt stor vekt på i tidligere arbeider. Denne faktoren har hensikt å si noe om utnyttelsen av likning (2.1) i tillegg til at den gir et inntrykk av sikkerheten i regelverket. I figur 6.4 er verdiene av $V_{eff,1,Rd}/F_u$ plottet for forsøkene A.1-A.3 i tillegg til at den er sammenliknet med samme faktor for tilsvarende forsøk fra 2003 [10] og 2007 [11]. Faktorene fra de tidligere forsøkene finnes også i tabell 3.1 og 3.2.



Figur 6.4: Utnyttelse av kapasitet ved bruk av Eurocode 9

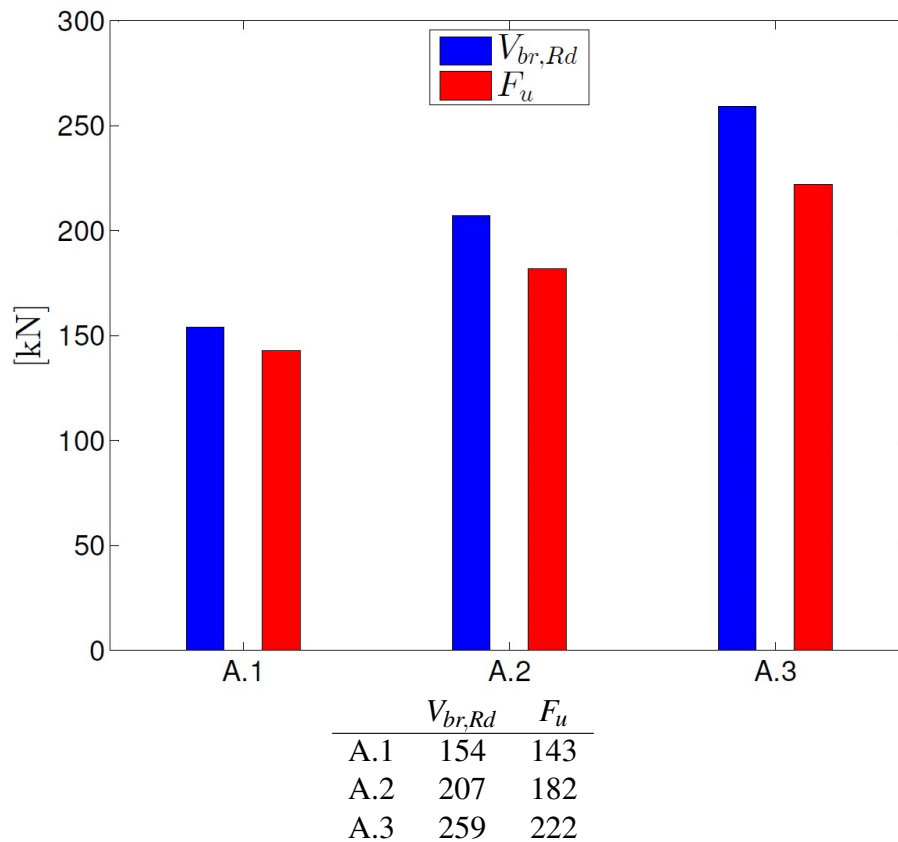
Forsøkene utført i sammenheng med denne oppgaven viser en høyere utnyttelse enn tilsvarende forsøkene utført tidligere. Allikevel er det et betydelig avvik mellom beregnet og virkelig bruddlast som antas å skyldes underestimeringen av skjærkapasiteten.

6.2 Forsøk mot alternative kapasitetsformler

I dette delkapittelet sammenliknes forsøksresultater med kapasiteter fra de alternative kapasitetsformlene beskrevet i kapittel 2. Dette er gjort for å undersøke om disse kapasitetsuttrykkene gir bedre estimater på bruddlastene enn regelverket i Eurocode 9.

6.2.1 Kapasitet ved bruk av brutto skjærsoner

Figur 6.5 viser et plot av kapasitetene beregnet etter likning (2.2) sammenliknet med bruddlastene fra forsøksserien.

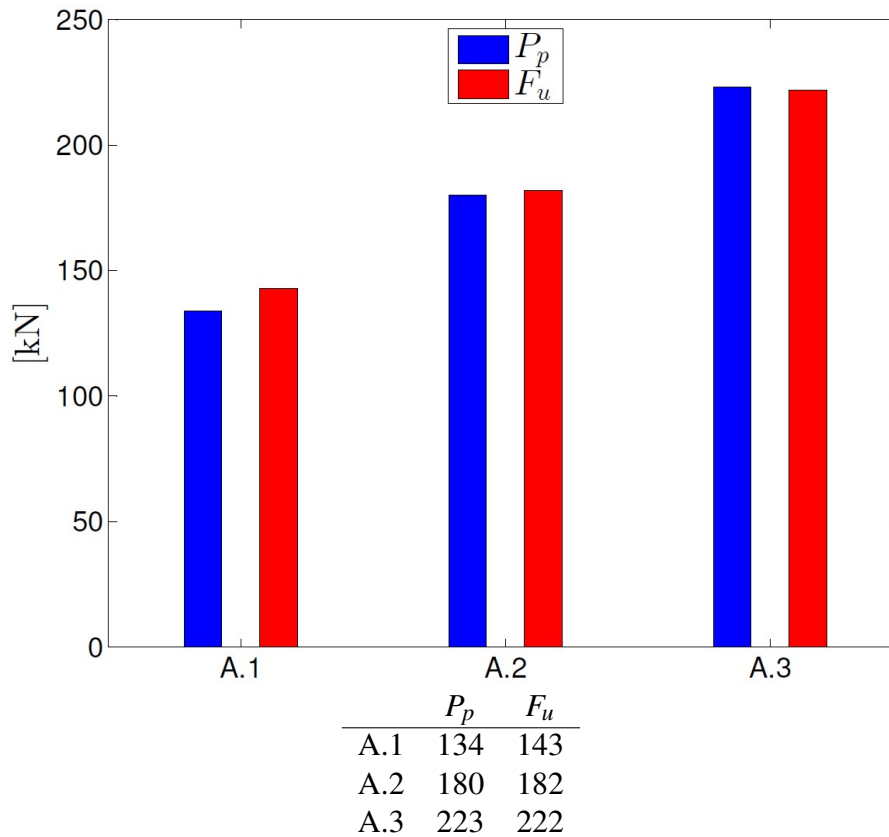


Figur 6.5: Kapasiteter fra forsøk mot kapasiteter ved bruk av brutto skjærsoner

Figur 6.5 viser tydelig at likning (2.2) overvurderer skjærbidraget og gir kapasiteter på usikker side. Sammenliknet med figur 6.1 kan man se at likning (2.1) og likning (2.2) feilestimerer kapasiteten omtrent like mye. Dette indikerer at et såkalt aktivt skjærareal, som beskrevet av Teh og Clements i kapittel 2, vil gi bedre estimater på de virkelige kapasitetene.

6.2.2 Kapasitet ved bruk av aktiv skjærsoner

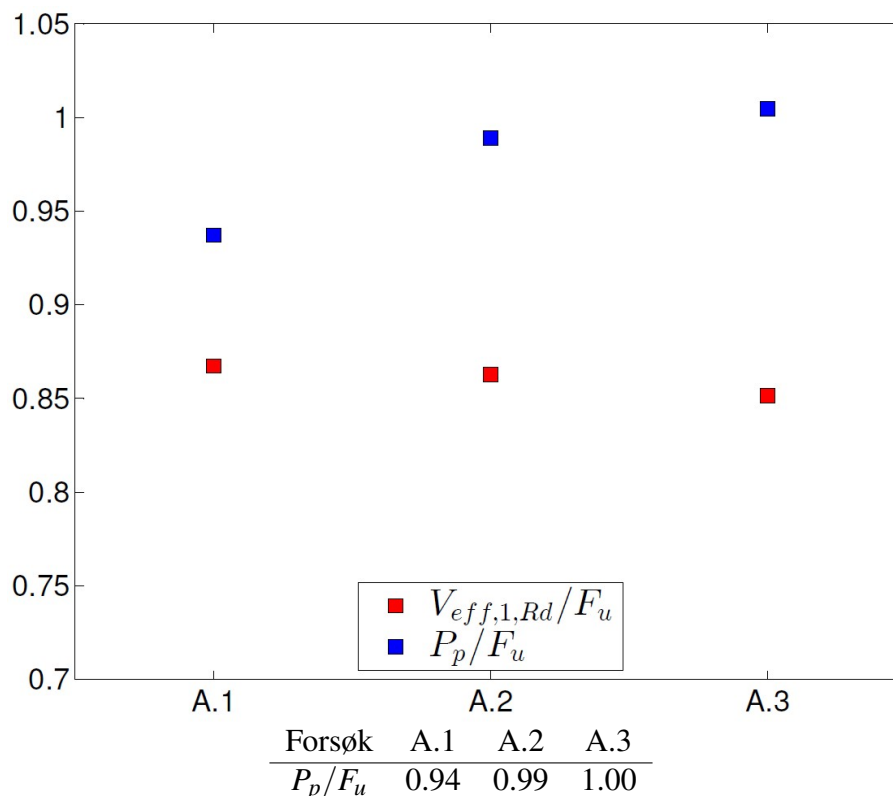
Ved å benytte de målte dimensjonene for forsøk A.1-A.3 angitt i figur 4.7 gir likning (2.3) blokkutrivningskapasiteter som vist i figur 6.6. De fullstendige utregningene av kapasitetene finnes i vedlegg D.



Figur 6.6: Kapasiteter fra forsøk mot kapasiteter ved bruk av aktiv skjærsoner

Disse resultatene viser at likning (2.3) gir svært gode estimater på de virkelige bruddlastene. Ut fra kapasitetene vist i figur 6.6 kan faktoren P_p/F_u beregnes og sammenliknes med $V_{eff,1,Rd}/F_u$ fra figur 6.4.

6.2.3 Utnyttelser og avvik ved bruk av aktiv skjærsoner



Figur 6.7: Utnyttelse av kapasitet ved bruk av aktiv skjærsoner

Figur 6.7 viser at likning (2.3) gir en mye mer korrekt beskrivelse av forbindelsenes kapasiteter. Dette skyldes i størst grad det aktive skjærarealet (A_{av}). Selvom A_{av} er et forenklet (lineært) skjærareal er denne forenklingen mer realistisk enn den gjort i Eurocode 9 da den baserer seg på observasjoner fra forsøk (jfr. kapittel 2.2.2).

En interessant observasjon er at avviket mellom P_p/F_u og $V_{eff,1,Rd}/F_u$ virker å være avhengig av antall bolterader (n_r). Fra figur 6.7 kan man se at $V_{eff,1,Rd}/F_u$ blir mindre når antall bolterader øker, men for P_p/F_u er det motsatt. Hadde figuren vist flere desimaler for faktoren P_p/F_u ville man sett at $P_p/F_u > 1.0$ for forsøk A.3. Dette beviser at likning (2.3) ikke nødvendigvis gir konservative kapasiteter slik likning (2.1) alltid gjør.

Både likning (2.1) og (2.3) forutsetter en uniform spenningsfordeling i skjærsonen. Dette er en antagelse som er fornuftig å bruke i forbindelser med få bolterader, men for lange forbindelser (med mange bolterader) vil fordelingen av krefter til boltene variere betydelig mellom bolteradene noe som vil gi en spenningsfordeling som er alt annet enn uniform langs skjærnittene. Sannsynligheten for at likning (2.1) og (2.3) da feilestimerer kapasiteten blir derfor større.

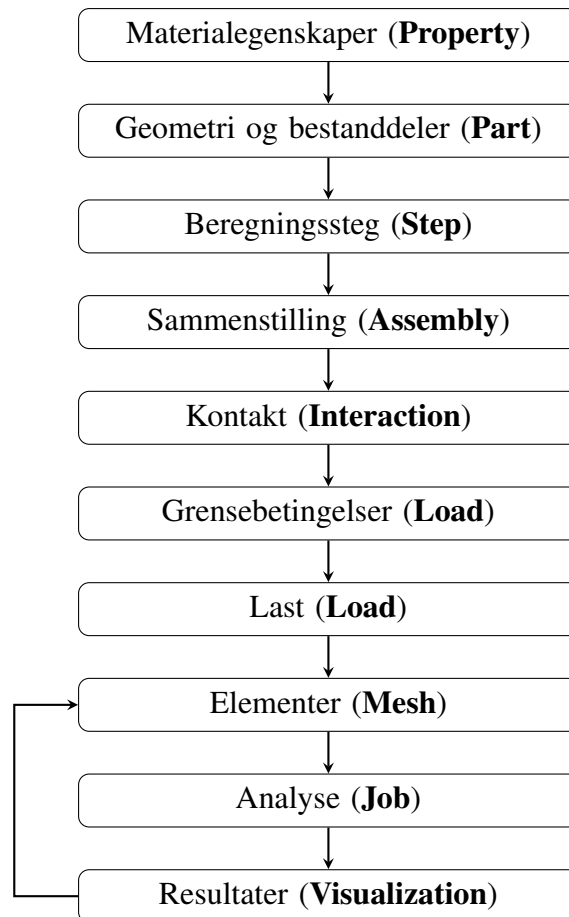
For denne forsøksserien viser det seg at Eurocode 9 gir konservative kapasiteter, selv for lengre forbindelser. Alternative formler, som likning (2.3), kan gi svært gode estimater på bruddlastene, men de beregnede kapasitetene er ikke nødvendigvis konservative for lengre forbindelser.

Kapittel 7

Numeriske beregninger

Det er utført numeriske beregninger for et utvalg forbindelser i det ikke-lineære elementanalyseprogrammet Abaqus. I motsetning til tidligere arbeider er det her valgt å utføre elementanalysene med bruk av volumelementer (3D). Hensikten med disse analysene er å illustrere hvordan strekkbelastede laskeskjøter av aluminiumsplater oppfører seg, samt finne svar på hva som bidrar til den totale blokkutrivningskapasiteten.

I dette kapitlet er modelleringen og analysene gjennomgått i detalj. Det er produsert flere modeller etter en bestemt fremgangsmåte som presenteres i dette kapitlet. Av praktiske årsaker benyttes én av disse modellene som eksempel for å beskrive modelleringsprosessen. Fremgangsmåten som er benyttet er illustrert ved hjelp av flytdiagrammet i figur 7.1. Diagrammet viser også hvilke moduler i Abaqus som tilhører de forskjellige fasene i modelleringen (fet tekst).



Figur 7.1: Flytdiagram av prosess for numeriske analyser i Abaqus

Det som ikke fremgår av figuren er at resultater i form av grafer og tabeller er eksportert og etterbehandlet i Matlab [14]. Det er flere fordeler ved å gjøre dette. Den største fordelene er at resultatene lettere kan sammenliknes med forsøk, samt at resultatene fra Abaqus må bearbejdes da de numeriske modellene ikke er modellert fullstendig, men med hensyn på symmetri.

7.1 Materialoppførsel

Definisjonen av materialene er utført i programmets **Property**-modul. Det første som er definert er materialenes elastiske egenskaper. Dette er definert ved å velge:

Create Material → Mechanical → Elasticity → Elastic

For et isotropt materiale (**Type → Isotropic**) er den elastiske oppførselen definert via E-modulen (**Young's Modulus**) og tverrkontraksjonstallet (**Poisson's Ratio**). Selv om materialet i aluminiumsbelegget ikke er fullstendig isotropt er det for enkelhet skyld definert slik. Kjente verdier for de elastiske parameterene (E og ν) er benyttet og disse er hentet fra Ruukki som lagerfører denne legeringen [3]. Verdiene er vist i tabell 7.1.

Tabell 7.1: Parametere for elastisk oppførsel av EN-AW 6082 T6

$$\frac{E \text{ [MPa]}}{70000} \quad \nu \quad 0.33$$

Den plastiske oppførselen til materialene er definert ved å velge:

Mechanical → **Plasticity** → **Plastic**

For et elastisk-plastisk materiale med isotropisk fastning (**Hardening** → **Isotropic**) defineres den plastiske oppførselen via sanne spenninger (σ_t) og ekvivalente plastiske tøyninger (p). σ_t er tidligere definert i likning (4.1) og p er definert som følger:

$$p = \varepsilon_t - \frac{\sigma_t}{E} \quad (7.1)$$

Verdier for σ_t og p kan finnes direkte fra materialforsøkene, men det er ikke gunstig å bruke disse direkte da Abaqus foretrekker jevne kurver med så like tøyningintervaller som mulig. Konvergensproblemer i modeller med store tøyninger skyldes ofte en unøyaktig definisjon av de plastiske egenskapene til materialet. Det er derfor valgt å benytte en kurvetilpasning til materialkurven fra forsøk S1 slik at antall punkter og tøyningintervaller kan defineres. Dette gir ikke en helt eksakt materialbeskrivelse, men feilen som gjøres er minimal.

Kurvetilpasningen gjøres ikke kun på materialkurven fra forsøk S1, men på en kurve med ett ekstra punkt beregnet for det øyeblikket bruddet skjer. Spenningen (σ_u) og den ekvivalente plastiske tøyningen (p_u) i dette punktet er beregnet på bakgrunn av det målte tverrsnittet av prøvestykke S1 etter brudd (A_u). Ved å forutsette at aluminiumslegeringen er plastisk inkompresibel, kan følgende relasjoner benyttes:

$$p = \varepsilon_t - \varepsilon_e, \text{ hvor } \varepsilon_t = -\ln\left(\frac{A}{A_0}\right) \text{ og } \varepsilon_e = \frac{f_0}{E} \quad (7.2)$$

Den sanne spenningen ved bruddtøyningen p_u beregnes da som:

$$\sigma_u = \frac{F_u}{A_u} \quad (7.3)$$

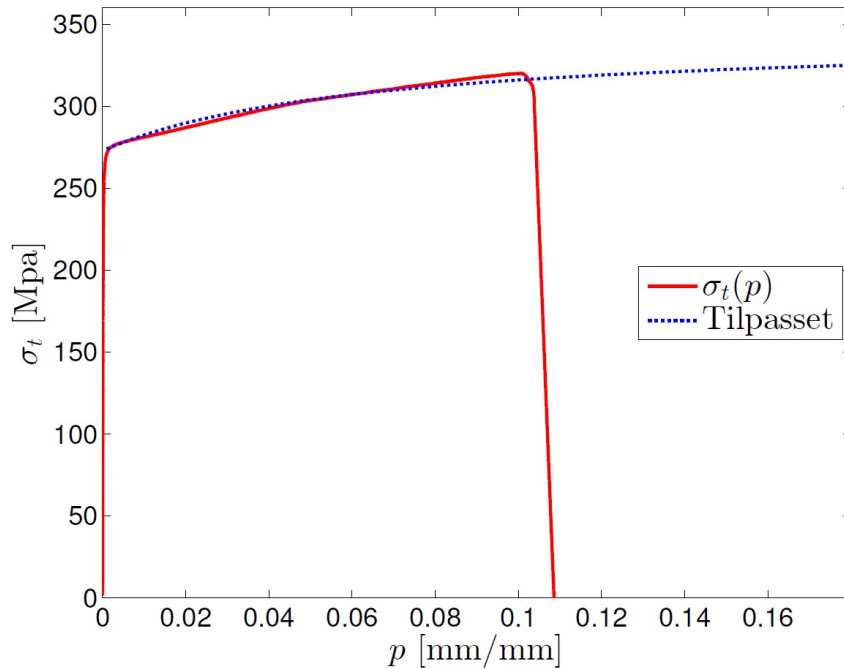
Under er den plastiske tøyningen ved brudd (p_u) og tilhørende, sanne bruddspenning (σ_u) beregnet etter uttrykkene (7.2) og (7.3). Det opprinnelige tverrsnittsarealet av materialforsøk S1 (A_0) er hentet fra tabell 4.2, mens flytespenningen (f_0) og E-modulen (E) er hentet fra tabell 4.1 og 7.1. Bruddlasten (F_u) er tatt ut fra last-forskyvningskurven for materialforsøk S1 i det punkt rett før bruddet går, og tverrsnittsarealet ved bruddet (A_u) er målt direkte av prøvestykket.

$$\varepsilon_e = \frac{f_0}{E} = \frac{273 \text{ MPa}}{70000 \text{ MPa}} = 0.004, \quad \varepsilon_t = -\ln\left(\frac{A_u}{A_0}\right) = -\ln\left(\frac{44.660 \text{ mm}^2}{53.668 \text{ mm}^2}\right) = 0.184$$

$$p_u = \varepsilon_t - \varepsilon_e = 0.184 - 0.004 = \mathbf{0.180} \quad \text{og} \quad \sigma_u = \frac{F_u}{A_u} = \frac{14475 \text{ N}}{44.660 \text{ mm}^2} = \mathbf{324 \text{ MPa}}$$

Beregningene viser at den ekvivalente plastiske tøyningen ved et brudd i materialet er på 18%. Den tilhørende sanne spenningen er beregnet til 324 MPa. Disse verdiene definerer da det siste punktet i det plastiske domenet som kurvetilpasningen skal beskrive. Kurvetilpasningen er utført

i Matlab med verktøyet "cftool" [14]. Den tilpassede materialkurven for aluminiumslegeringen tillagt Abaqus er vist i figur 7.2.



Figur 7.2: Plastisk oppførsel av legeringen EN-AW 6082 T6 i Abaqus

Den tilpassede kurven er ikke eksakt, men det siste beregnede punktet ved plastisk tøyning lik 18% gjør tilpasningen vanskelig. Kurven er tilpasset slik at spenningen stiger utover punktet tilsvarende brudd. Dette er gunstig fordi det er ønskelig å kjøre analysene utover belastningen som tilsvarer brudd.

For bestanddeler i de numeriske modellene bestående av andre materialer (bolter og lasker) er det benyttet forenklete materialmodeller av typen elastisk-perfekt plastisk. Disse bestanddelene er dimensjonert slik at materialet ikke vil flyte før bruddet i aluminiumsprofilet oppstår. Derfor er de nominelle verdiene for E-modul, flytespenning (f_0) og bruddspenning (f_u) benyttet for å beskrive de elastisk-perfekt plastiske kurvene. Metoden benyttet for å definere disse er eksakt den samme som beskrevet for aluminiumslegeringen med unntak av kurvetilpasningen som ikke er nødvendig for lineære materialkurver. De nominelle verdiene er hentet fra figur 4.8 og vist i tabell 7.2. Bruddspenningen for materialet Weldox 700 er angitt som 780-930 MPa og er derfor tilfeldig satt til 800 MPa.

Tabell 7.2: Materialelegenskaper for bolter og lasker

Bestanddel	E-modul [MPa]	f_0 [MPa]	f_u [MPa]
Bolter, M14 (8.8)	210000	640	800
Lasker, Weldox 700	210000	700	800

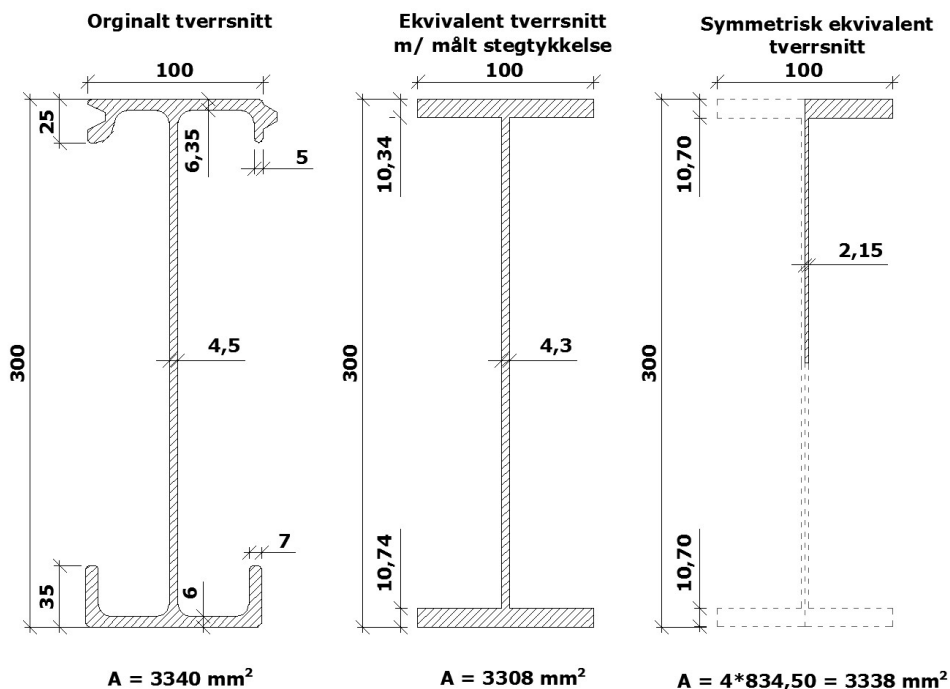
7.2 Geometri og bestanddeler

Det er valgt å lage numeriske modeller tilsvarende de tre forsøksgeometriene i forsøksserien, henholdsvis A.1, A.2 og A.3 (jfr. figur 4.6). I tillegg er det valgt å lage noen varianter av disse modellene for å se nærmere på skjærbrudd og betydningen av lasketykkelser. I presentasjonen av fremgangsmåten vil kun modellen tilsvarende forsøk A.1 bli vist, men fremgangsmåten og metoden er tilsvarende for alle modeller.

7.2.1 Bjelke

Figur 7.3 viser tverrsnittet av det usymmetriske profilet HDR 0115. Profilet består av en kompleks geometri ugunstig for modellering og meshing. Profilet er derfor forenklet i de numeriske modellene.

Den viktigste delen av tverrsnittet er selvfølgelig steget og for denne delen av tverrsnittet er det benyttet en gjennomsnittlig målt stegtykkelse på 4.3mm. Flensenes utforming er ikke viktig med tanke på forbindelsene, men det totale arealet av tverrsnittet er av betydning. Det er hensiktsmessig å benytte symmetri for å redusere beregningstid og derfor er det laget et ekvivalent, dobbeltsymmetrisk tverrsnitt basert på det originale tverrsnittet og det totale tverrsnittsarealet. Figur 7.3 viser det originale tverrsnittet, et ekvivalent tverrsnitt med hensyn på flensarealene og et forenklet dobbeltsymmetrisk tverrsnitt. De totale tverrsnittsarealene er også oppgitt.

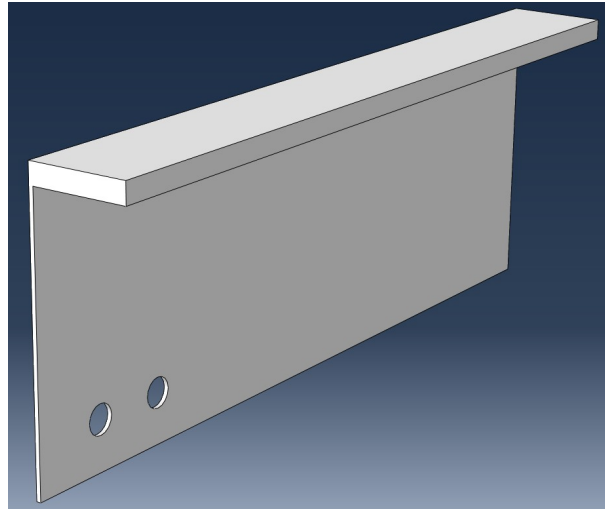


Figur 7.3: Forenklet, ekvivalent tverrsnitt av HDR0115-profil

Det dobbeltsymmetriske, ekvivalente tverrsnittet er modellert i programmets **Part**-modul ved å velge:

Create Part → **Modeling space: 3D** → **Type: Deformable** → **Shape: Solid** → **Type: Extrusion**

En fjerdedel av tverrsnittet er tegnet etter målene vist i figur 7.3 og senere ekstrudert 400mm inn i planet for å danne en romlig struktur. Hullene i steget til bolteforbindelsen er laget ved hjelp av funksjonen **Create Cut: Extrude**. Hullene med diameter 15mm er plassert relativt i forhold til stegets senterlinje og i henhold til figur 4.6. Figur 7.4 viser det modellerte bjelkeelementet.

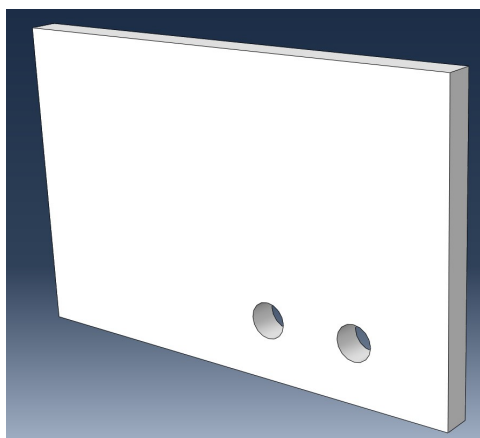


Figur 7.4: Modell A.1 - Bjelkegeometri og hullplassering

7.2.2 Lasker

Det er benyttet dobbelsymmetri under modelleringen av aluminiumsprofilet og derfor er kun en ”halv” lask modellert. Den halve lasken er modellert etter samme prinsipp som aluminiumsbejlen. Laskene benyttet i forsøkene har dimensjonene 400mm*250mm*12mm, men for å spare beregningstid er laskelengden redusert fra 400mm til 200mm. Dette har en minimal innvirkning på forbindelsenes oppførsel. Den halve lasken er derfor tegnet opp med målene 200mm*125mm og deretter ekstrudert 12mm inn i planet.

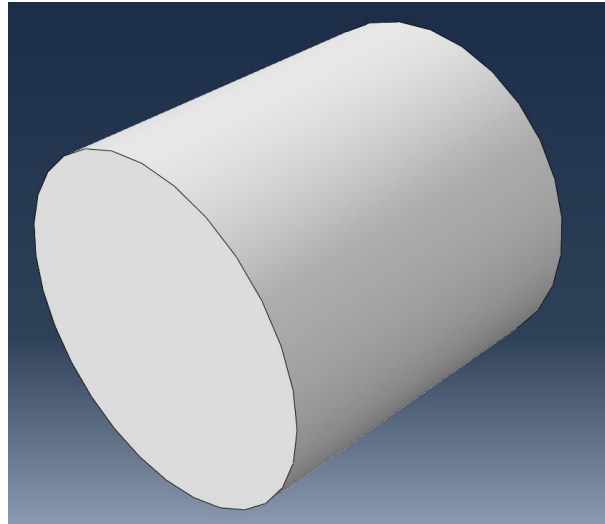
De 15mm store boltehullene er laget ved å velge funksjonen **Create Cut: Extrude** og deretter plassert relativt i forhold til laskens symmetriplan og i henhold til figur 4.8. Figur 7.5 viser den halve lasken og plasseringen av boltehullene.



Figur 7.5: Modell A.1 - Laskegeometri og hullplassering

7.2.3 Bolter

Boltene er modellert forenklet som massive sylindre med diameter 14mm etter samme prinsipp som for bjelken og laskene. Boltens tverrsnitt er derfor tegnet og senere ekstrudert inn i planet en lengde tilsvarende tykkelsen på halve steget + tykkelsen av en lask. For enkelhet skyld er ikke boltehoder eller muttere modellert. Oppførselen av bolte-endene er derfor styrt av grensebetingelser som beskrives litt senere i dette kapitlet. Figur 7.6 viser en ferdig modellert bolt.



Figur 7.6: Modell A.1 - Boltegeometri

7.3 Beregningssteg

En analyse i Abaqus foregår som regel i flere beregningssteg. Beregningssteg er definert i programmets **Step**-modul, og programmet lager automatisk det første steget kalt **Initial**. Dette steget er det første som beregnes i en analyse og gir programmet all informasjon om geometri, mesh, grensebetingelser og så videre. Belastninger og deformasjoner beregnes deretter i egne steg.

I disse analysene er det valgt å lage kun ett beregningssteg da modellene kun inneholder én lastsituasjon. Dette steget er laget ved hjelp av funksjonene:

Create Step → **Name: Last** → **Procedure type: General** → **Create Step** → **Static, General**.

Dialogboksen **Edit Step** definerer hele belastningsprosessen og løsningsmetoden for utregningen i tre hovedmenyer, **Basic**, **Incrementation** og **Other**. I menyen **Basic** er følgende definert:

Time period: 1 → **Nlgeom: On** → **Automatic stabilization: Use damping factors from previous general step** → **Use adaptive stabilization with max. ratio of stabilization to strain energy: 0.05**

I menyen **Incrementation** er inkrementstørrelser og antall inkremitter definert, og her er følgende innstillinger og verdier benyttet:

Type: Automatic → **Maximum number of increments: 200**.

Tabell 7.3: Inkrementstørrelser i Abaqus

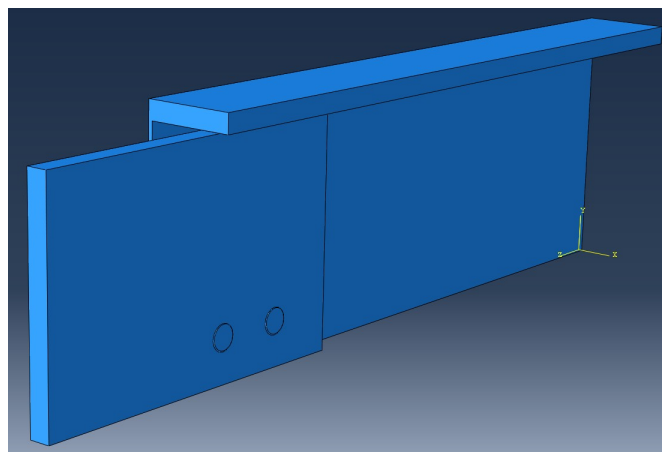
	Initial	Minimum	Maximum
Increment size:	0.001	1E-007	0.01

I den siste menyen, **Other**, er standardvalgene i programmet beholdt, henholdsvis:

Equation Solver → **Method: Direct** → **Matrix storage: Use solver default** → **Solution Technique: Full Newton** → **Default load variation with time: Ramp linearly over step**

7.4 Sammenstilling

Sammenstillingen av de forskjellige elementene er utført i programmets **Assembly**-modul. Ved hjelp av verktøyet **Instance Part** er de forskjellige delene importert og satt sammen. Boltene er importert flere ganger alt etter hvor mange bolter det er i forbindelsen. Lasken og boltene er deretter flyttet og rotert til riktige posisjoner ved hjelp av verktøyene **Translate Instance** og **Rotate Instance**. Modellene er satt sammen slik at det er full kontakt mellom bjelkesteg, bolter og lask. Figur 7.7 viser en ferdig sammenstilt modell.



Figur 7.7: Modell A.1 - Sammenstilling

7.5 Kontakt

Kontakttegenskaper mellom elementer er definert i **Interaction**-modulen. Den generelle kontaktoppførselen er først laget med verktøyet **Create Interaction Property** → **Type: Contact**. I menyen **Edit Contact Property** er kontakttegenskapene definert ved bruk av følgende funksjoner:

Mechanical → **Tangential Behavior** → **Friction formulation: Penalty** → **Friction** → **Directionality: Isotropic** → **Friction Coeff: 0.5**

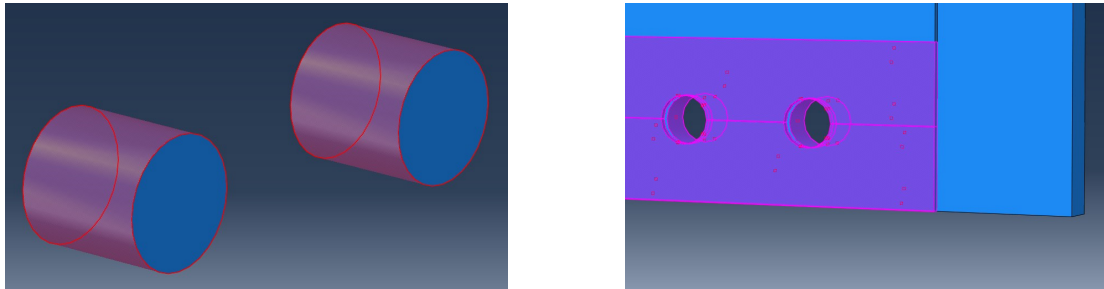
+

Mechanical → **Normal Behavior** → **Pressure-Overclosure: "Hard"Contact** → **Constraint enforcement method: Default** → **Allow separation after contact**

Den generelle kontaktoppførselen er tildelt modellen ved bruk av verktøyet:

Create Interaction. I denne menyen er følgende valg tatt, **Step: Initial** → **Types for Selected Step: Surface-to-surface contact (Standard)**

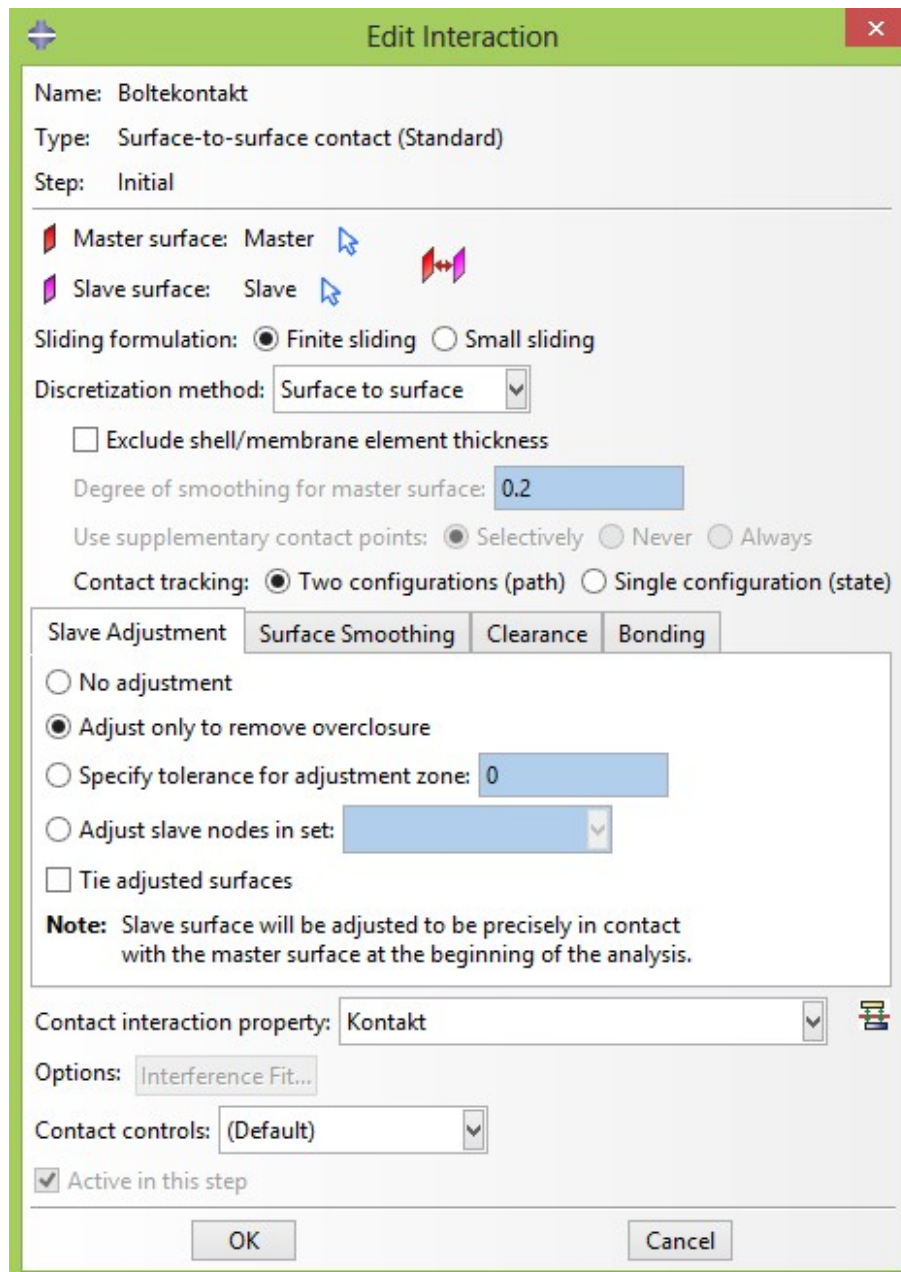
Videre er master- og slaveoverflater valgt. Kontakt i Abaqus er definert slik at masteroverflater/noder kan penetrere slaveoverflater/noder, men ikke omvendt. Overflaten av boltene er derfor definert som et **Set** kalt Master. Slaveoverflatene er definert som hullkantene i bjelkesteg og lasken, samt en del av stegoverflatene omkring hullkantene. Disse overflatene er definert i et **Set** kalt Slave. Kontaktoverflatene er illustrert i figur 7.8.



Figur 7.8: Modell A.1 - Master- og slaveoverflater for kontakt

I dialogboksen **Edit Interaction** er master- og slaveoverflatenes egenskaper til slutt definert som:

Sliding formulation: Finite sliding → **Discretization method: Surface to surface** →
Contact tracking: Two configurations (path) → **Slave Adjustment: Adjust only to remove overclosure** → **Contact interaction property: "Tidligere definert kontaktoppførsel"**



Figur 7.9: Modell A.1 - Kontaktdefinisjoner

7.6 Grensebetingelser

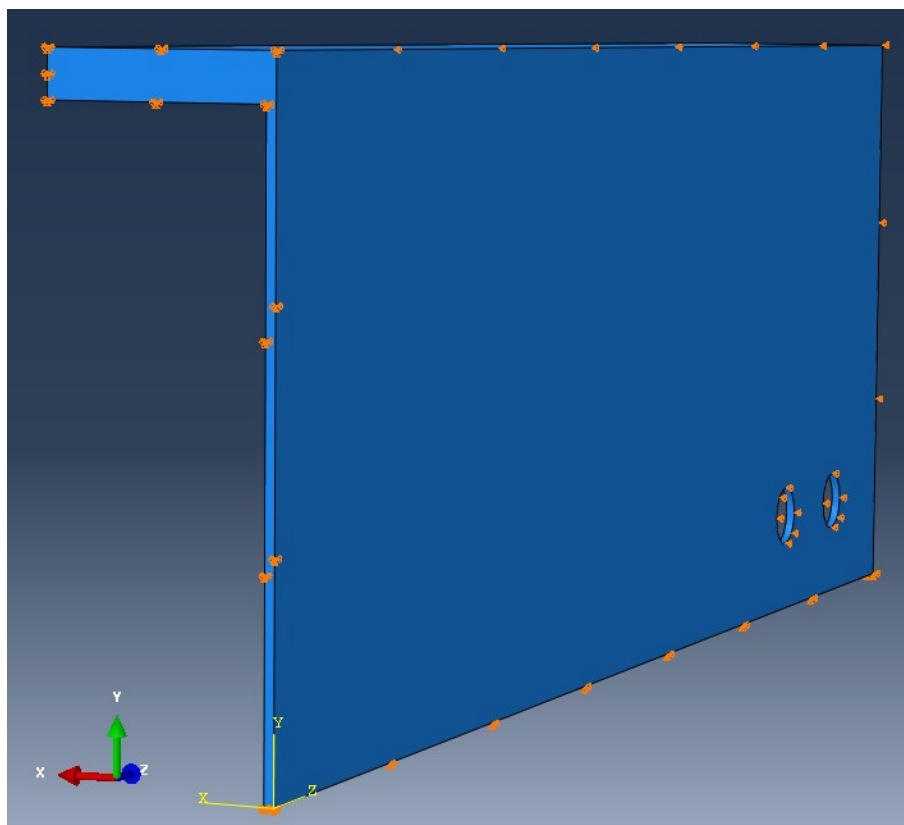
Grensebetingelser er definert i programmets **Load**-modul. Generelt er alle grensebetingelser definert ved hjelp av verktøyet **Create Boundary Condition** og tildelt modellen i steget **Step: Initial**. Grensebetingelser er videre definert som:

Category: Mechanical → **Types for Selected Step: Displacement/Rotation**

I modellene er det kun benyttet 3D-elementer med tre frihetsgrader tilsvarende translasjon i tre retninger (UX, UY og UZ). Disse frihetsgradene samsvarer med det globale koordinatsystemet.

7.6.1 Bjelke

For aluminiumsbjelken er det tildelt tre grensebetingelser, henholdsvis i bjelkeenden og i de to symmetriplanene. Figur 7.10 viser bjelkeelementet og hvilke frihetsgrader som er fastholdt på de forskjellige flatene.

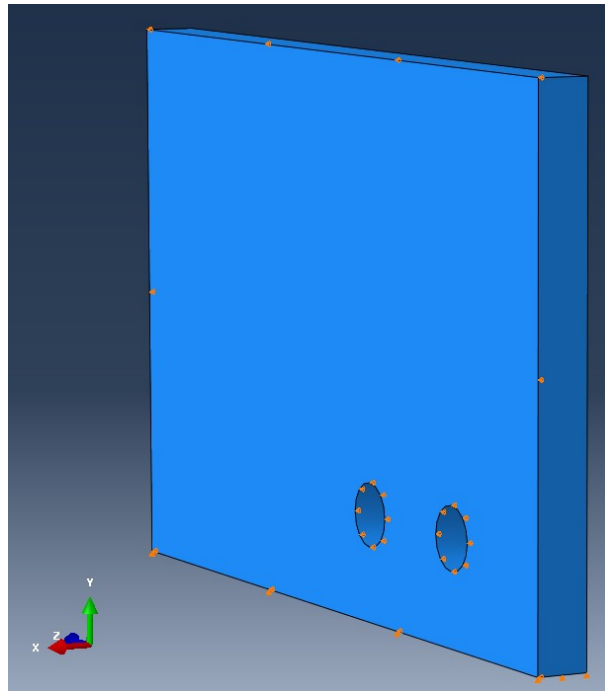


Flate/plan	Bjelkeende (XY)	Vertikalt symmetriplan (YZ)	Horisontalt symmetriplan (XZ)
Fastholdte frihetsgrader	UX, UY og UZ	UX	UY

Figur 7.10: Modell A.1 - Grensebetingelser for aluminiumsbjelke

7.6.2 Lasker

For den modellerte lasken er det definert to grensebetingelser, henholdsvis i det horisontale symmetriplanet og på den vertikale flaten vendt mot bjelkesteget. Figur 7.11 viser lasken og hvilke frihetsgrader som er fastholdt på de forskjellige flatene.

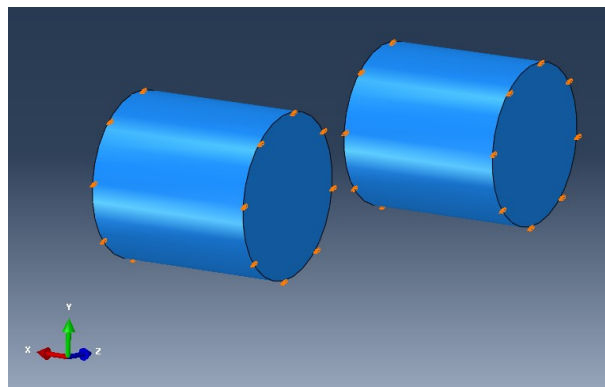


Flate/plan	Horisontalt symmetriplan (XZ)	Vertikalflate mot bjelkesteg (YZ)
Fastholdte frihetsgrader	UY	UX

Figur 7.11: Modell A.1 - Grensebetingelser for lask

7.6.3 Bolter

For boltene er kun én grensebetingelse tildelt bolteendene. Grensebetingelsen sørger for at bolteendene kun kan deformere seg i lastretningen. Figur 7.12 viser to bolter og hvilke frihetsgrader som er fastholdt i endene.



Flate/plan	Bolteender (YZ)
Fastholdte frihetsgrader	UX og UY

Figur 7.12: Modell A.1 - Grensebetingelser for bolter

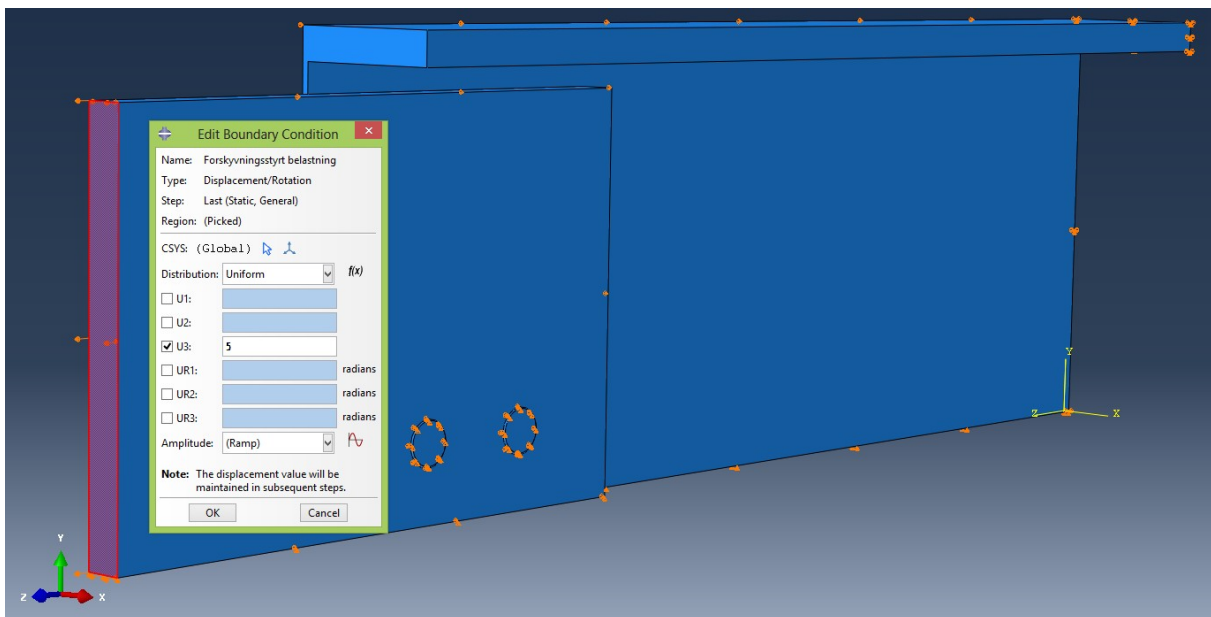
7.7 Last

Laster er også definert i programmets **Load**-modul. Belastningen er definert som en forskyvning, og dette er gjort ved å tildele endeflaten på lasken en grensebetingelse i steget **Step: Last**.

Den forskyvningsstyrte belastningen er ved å bruke følgende funksjoner:

Create Boundary Condition → **Step: Last** → **Category: Mechanical** → **Types for Selected Step: Displacement/Rotation**.

I analysene er den maksimale deformasjonen av laskeenden satt til mellom 5-7mm avhengig av modell. Figur 7.13 viser den forskyvningsbelastede lasken og inputen til forskyvningen.



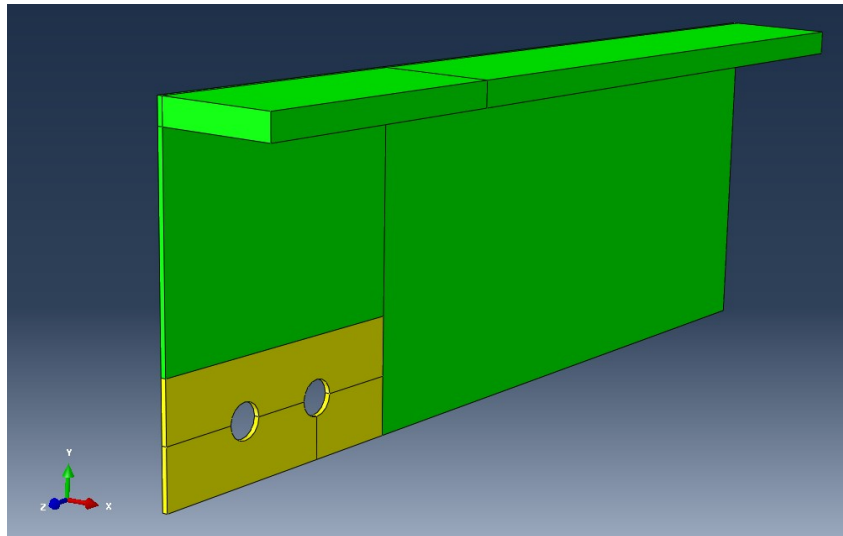
Figur 7.13: Modell A.1 - Forskyvningsstyrt belastning

Som figuren viser er forskyvningsamplituden satt til (**Ramp**). Dette er gjort fordi man ønsker en lineær økning av forskyvningen tilsvarende lastsituasjonen i laboratorieforsøkene.

7.8 Elementer

Meshing og tildeling av elementer til modellen er utført i programmets **Mesh**-modul. I alle analyser er det valgt å meshe hver del separat (**Mesh: Part**).

Det første som er gjort er å partisjonere komplisert geometri for å få en finere mesh. Dette er gjort ved hjelp av verktøyene **Partition Cell: Define Cutting Plane**, **Partition Cell: Use Datum Plane** og **Partition Cell: Extend Face**. En smart partisjonering er viktig for å få en jevn og god mesh. Figur 7.14 viser hvordan bjelkeelementet er partisjonert i modell A.1.



Figur 7.14: Modell A.1 - Partisjonering

Fordelingen og størrelsen på den generelle (grove) meshen er definert med verktøyet **Seed Part**. Dette verktøyet deler kantene på alle partisjoner inn i intervaller og disse intervallene definerer omtrent hvor store elementer det er i den generelle meshen. Den generelle elementstørrelsen for alle bestanddeler er satt til omtrent 5mm.

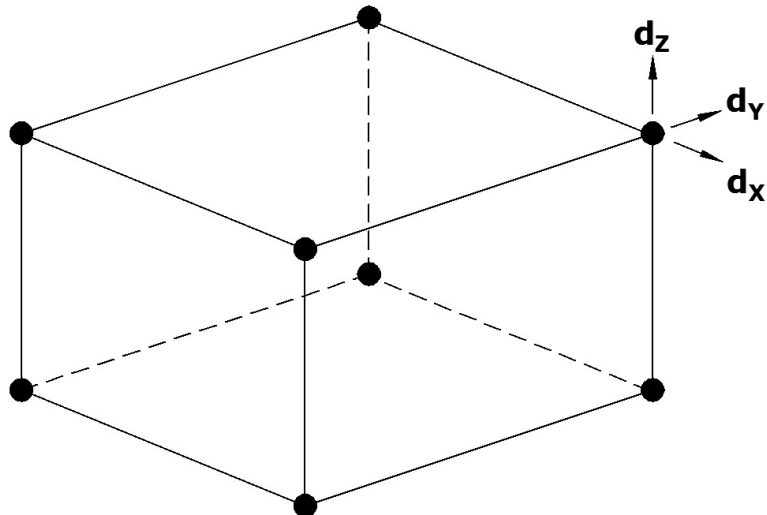
I områder hvor det kreves en finere mesh er verktøyet **Seed Edges** benyttet. Dette verktøyet kan dele inn lokale kanter i mindre intervaller enn de angitt i den generelle meshen. Det er for eksempel definert to elementer over tykkelsen på steget (totalt 4 elementer på grunn av symmetri), samt en mye finere mesh rundt hullkanter og selve forbindelsen. En svært viktig detalj med tanke på kontaktproblemer er at slaveoverflater krever en finere mesh enn masteroverflater for at beregningene skal konvergere. Derfor er boltene (masteroverflatene) tildelt en større mesh enn lasken og bjelken.

Det er benyttet forskjellige meshteknikker avhengig av partisjonenes geometri. Meshteknikken er definert ved hjelp av verktøyet **Assign Mesh Controls**. Hver teknikk har sin egen fargekode slik at man ut fra modellen kan se hvilken teknikk som er benyttet hvor. Teknikken **Structured** (grønn) er benyttet aktivt da denne sørger for et jevnt og fint rutenett av elementer. Noen partisjoner har for komplisert geometri (hull og liknende) slik at andre meshteknikker kreves. I slike tilfeller er teknikken **Sweep** (gul) benyttet i tillegg til at mesh-algoritmen er satt til **Medial axis**. Denne teknikken sørger for at elementnettet tilpasses rundt hull og kurvede kanter. Figur 7.14 viser fargekodene som forteller om hvilke teknikker som er benyttet hvor i aluminiumsbjelken, og tabell 7.4 oppgir hvilke meshteknikker som er benyttet på de forskjellige bestanddelene.

Tabell 7.4: Meshteknikker på bestanddeler i Abaqus-modeller

Bjelke	Lask	Bolter
Structured	Sweep (Medial axis)	Structured
Sweep (Medial axis)		

Ved hjelp av verktøyet **Assign Element Type** er elementtypene definert. Elementene som er benyttet i analysene er av typen **C3D8R** og **C3D8I**. Dette er 8-nodede volumelementer med redusert integrasjon (**C3D8R**)/innføring av inkompatible moder (**C3D8I**), og har kun tre translasjonsfrihetsgrader i hver node. Det generelle elementet **C3D8** er illustrert i figur 7.15.



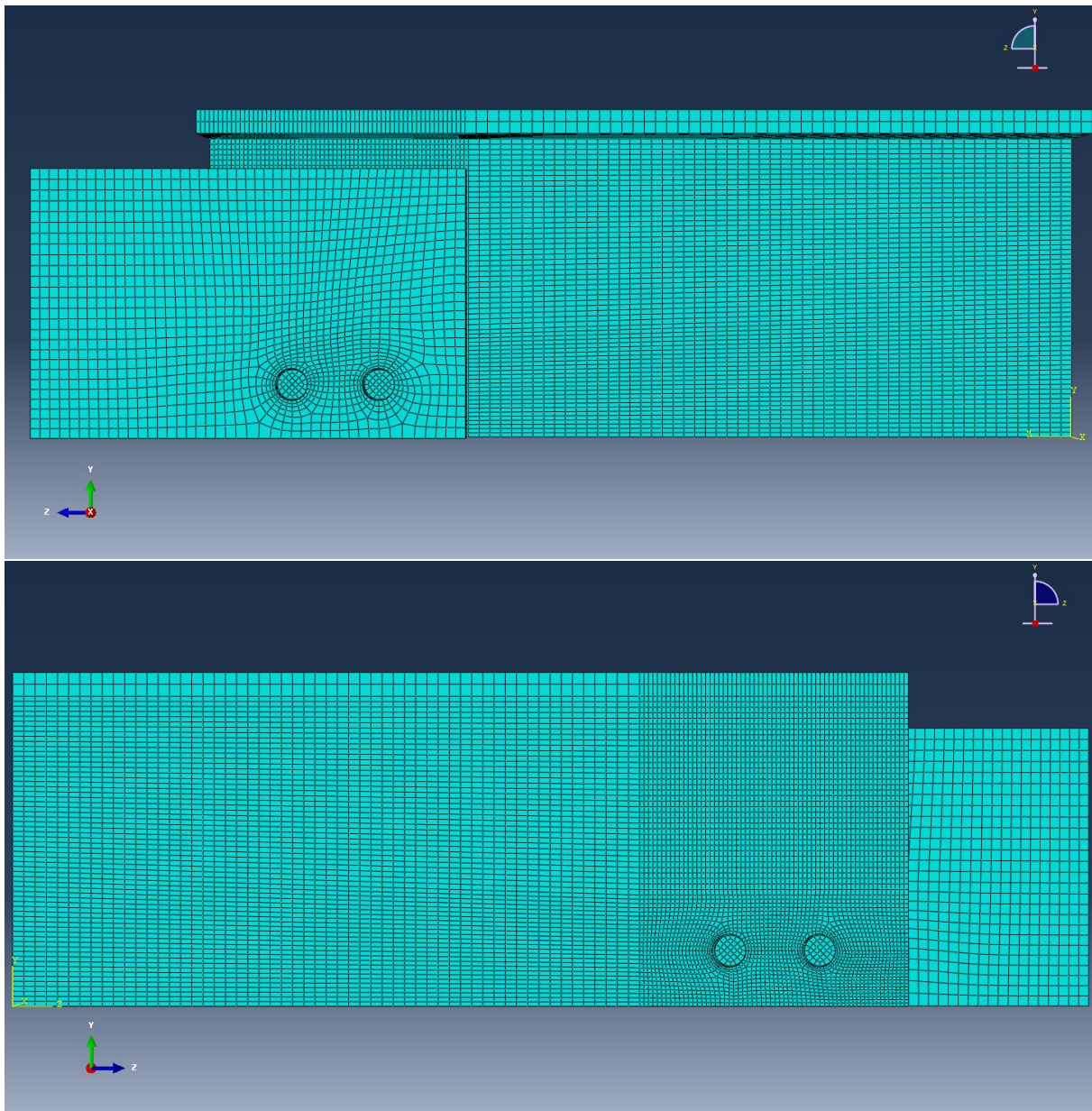
Figur 7.15: Modell A.1 - Element C3D8R/C3D8I

I henhold til faglitteratur relatert til bruk av elementmetoden er 8-nodede volumelementer svært sensitive til fenomenet skjærlokking (shear locking) under ren bøyning. Tiltak for å unngå skjærlokking ved bruk av slike elementer er redusert integrasjon (underintegrasjon) av elementets stivhetsmatrise og/eller innføring av inkompatible moder [15].

Ifølge dokumentasjonen (manualen) som følger Abaqus er elementet C3D8R ett av flere elementer som anbefales til bruk i statiske analyser. For kontaktproblemer og store tøyninger er blant annet elementet C3D8I anbefalt. Denne anbefalingen forutsetter selvfølgelig en forholdsvis fin mesh [2]. Modellene er derfor meshet med en generell mesh av C3D8R-elementer, men med bruk av C3D8I-elementer i partisjoner som har definerte kontaktflater.

Det kjørt flere analyser av modell A.1 med hensikten å finne en optimal størrelse på meshen. Ved å ta utgangspunkt i en grov mesh rundt boltegruppen er konvergens av den estimerte bruddlasten studert når meshen gjøres mindre. På bakgrunn av disse analysene er den endelige meshen bestående av fire elementer over stegtykkelsen, og en elementstørrelse omkring boltegruppen på ca. 1.5mm. Den generelle meshen har en større elementstørrelse og varierer mellom 3-5mm avhengig av bestanddel og plassering.

Den endelige meshen er generert ved hjelp av verktøyet **Mesh Part**, og et eksempel på hvordan modell A.1 ble meshet er vist i figur 7.16.



Figur 7.16: Modell A.1 - Eksempel på ferdig mesh

7.9 Analyse

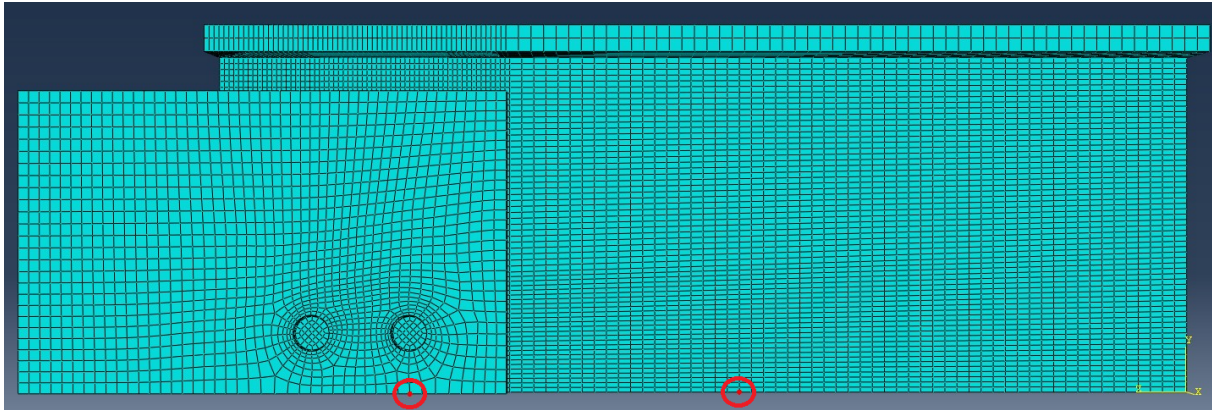
I analysesteget er analysetypen definert i tillegg til hvilke utdata som er registrert. Definisjonen av analysen er utført i programmets **Job**-modul ved hjelp av funksjonen **Create Job**. Analysetypen er satt til **Job Type: Full Analysis**.

Utdata til last-forskyvningskurver er valgt ved hjelp av følgende funksjoner:

History Output Request → **Create History** → **Step: Last**.

Det er laget forskjellige **Set** for noder eller grupperinger av noder for å registrere utdata fra bestemte posisjoner i modellen. Det er for eksempel laget et **set** som inneholder alle nodene i bjelkeenden hvor den totale reaksjonskraften i lastretningen er registrert.

For å gjøre simuleringene så like forsøkene som mulig er det valgt å registrere den relative deformasjonen mellom målepunktene definert for den elektroniske fjærmåleren vist i figur 4.5 og 4.10. Dette er gjort ved å lage to **Set**, ett for noden på lasken tilsvarende fjærmålerens posisjon og ett for noden på bjelkesteget tilsvarende L-profilets posisjon (95mm fra laskekanten). Disse punktene er illustrert i figuren under.



Figur 7.17: Modell A.1 - Målepunkter for deformasjon

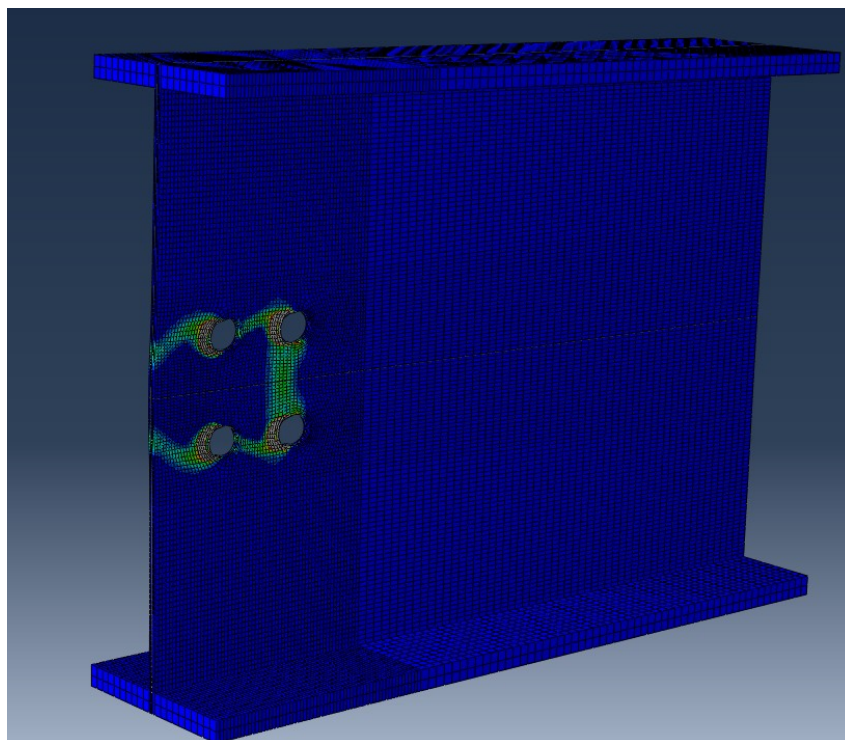
Forskyvningen vist i last-forskyvningskurvene er da gitt som,

$$\delta = \delta_{lask} - \delta_{steg} \quad (7.4)$$

og er tilsvarende forskyvningen målt i forsøkene.

7.10 Resultater

Resultater er tatt ut i programmets **Visualization**-modul. Det er hovedsaklig tatt ut tre typer resultater. Den første typen er konturplot av spenninger/tøyninger for å illustrere forbindelsenes oppførsel og bruddenes posisjon. For å vise fullstendige plot er modellene speilet om sine to symmetriplan, og deretter er konturplottene tatt ut ved bruk av verktøyet **Plot Contours on Deformed Shape**. I figuren under er det vist et eksempel på et slikt plot.



Figur 7.18: Modell A.1 - Eksempel på konturplot

Den andre typen resultater er utdata til last-forskyvningskurver. Disse resultatene er hentet ut og bearbeidet ved hjelp av funksjonene:

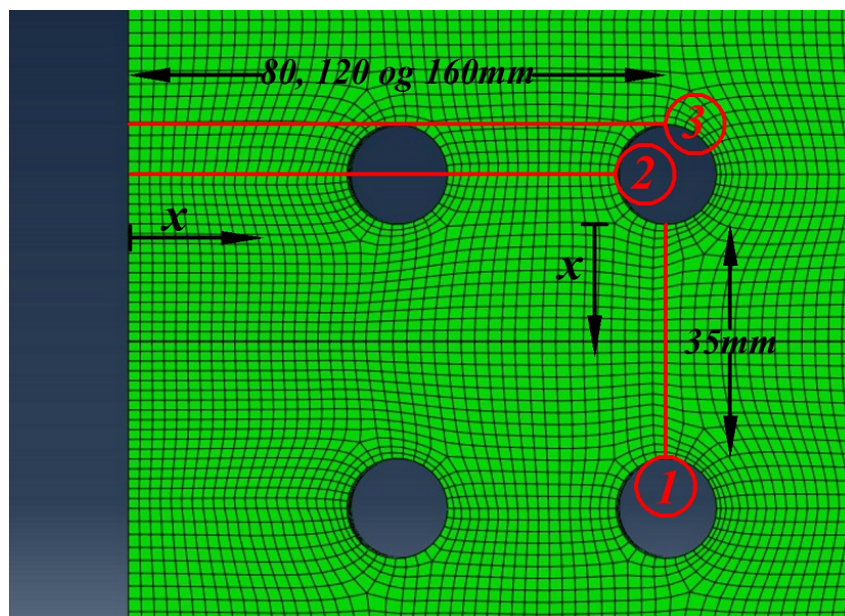
Create XY Data → **ODB field output**

+

Create XY Data → **Operate on XY data**

Resultatene er bearbeidet slik at reaksjonskraften og deformasjonen fra analysen er lagret i en matrise bestående av to kolonner. Til slutt er resultatmatrisen eksportert til Matlab som en tekstfil ved hjelp av verktøyet **Report** → **XY**. I Matlab er reaksjonskraften ganget opp med fire på grunn av symmetri i modellen, og til slutt er last-forskyvningskurvene plottet.

Den siste typen resultater som er tatt ut er spenninger/tøyninger i forskjellige snitt omkring forbindelsene. Dette er gjort ved hjelp av verktøyet **Create XY Data** → **Path**. Disse snittene er laget ved å definere punkter i dialogboksen **Tools** → **Path**, og resultatene er tatt ut som en funksjon av posisjonen langs snittene. Resultatene er også tatt ut ved forskjellige inkremitter for å illustrere utviklingen av spenningene/tøyningene under økende belastning. Det er hovedsaklig tre typiske snitt som er betraktet i modellene og disse er illustrert i figur 7.19.



Figur 7.19: Modell A.1 - Illustrasjon av betraktete snitt

Figur 7.19 viser de tre betraktete snittene illustrert på modell A.1, men lengdene for snitt 2 og 3 er også gitt for modell A.2 og A.3. Resultatene i disse snittene er plottet mot posisjonen langs snittene (x). For snitt 1 er symmetri benyttet for å danne hele snittet. Dette er bearbeidet og plottet ved hjelp av Matlab.

For alle resultater benyttes bruddspenning og bruddtøyning fra materialforsøk S1 som kapasitetsgrense da disse verdiene også er benyttet i materialmodellen tillagt Abaqus. Bruddspenningen (f_u) og den ekvivalente plastiske tøyningen ved brudd (p_u) er gyldig for evalueringen av kapasiteten i strekksonen, men for kapasiteten i skjærsonen (τ_u) antas von Mises flytekriterium som gyldig. Det vil si at skjærflytespenningen og skjærbruddspenningen er gitt ved følgende uttrykk,

$$\tau_0 = \frac{f_0}{\sqrt{3}} = 158 \text{ MPa} \text{ og } \tau_u = \frac{f_u}{\sqrt{3}} = 187 \text{ MPa} \quad (7.5)$$

De nødvendige kapasitetene er oppsummert og vist i tabell 7.5.

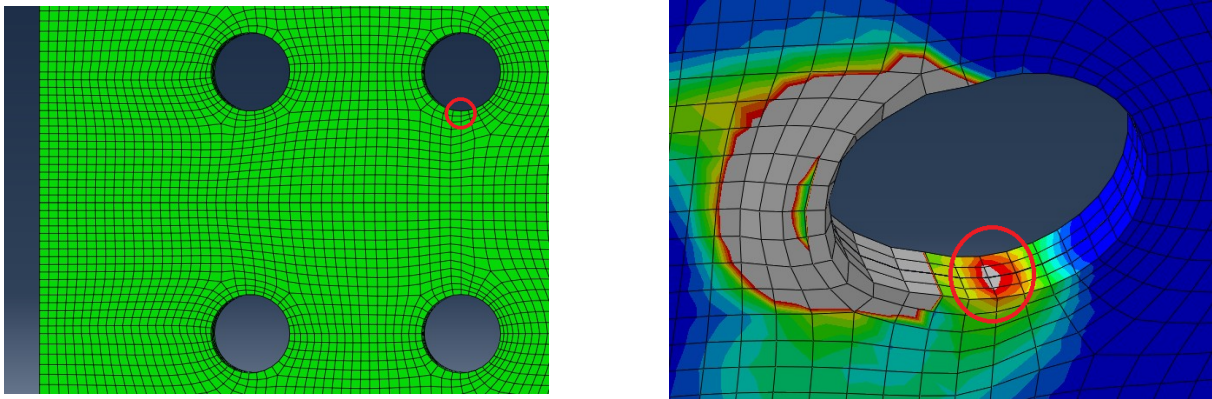
Tabell 7.5: Materialkapasiteter

f_0 [MPa]	f_u [MPa]	p_u [mm/mm]	τ_0 [MPa]	τ_u [MPa]
273	324	0.180	158	187

Resultater og inkremitter

Det er tatt ut resultater av spenninger og ekvivalente plastiske tøyninger fra samtlige modeller. Fra forsøkene er det kjent at forbindelsen først går til brudd i strekksonen og fra materialforsøk S1 er det beregnet en ekvivalent plastisk bruddtøyning (p_u) på 18%. Ved å studere de ekvivalente plastiske tøyningene i strekksonen kan modellene estimere hvor og når et brudd vil initieres. Dette var også Johansen's resonement under arbeidet med liknende numeriske modeller i 2007 [11].

Det er valgt å fokusere på en gruppe elementer (8 stk.) lokalisert sentrisk under boltehullet ved strekksonen. Modellene er tredimensjonale og derfor er det tatt hensyn til spenninger/tøyninger over stegtykkelsen. Analyser viser at spenninger og plastiske tøyninger i strekksonen først oppstår inne steget før de vandrer mot stegoverflatene. Bruddkriteriet er derfor formulert slik at et brudd i strekksonen først initieres når samtlige betraktete elementer har ekvivalente plastiske tøyninger tilsvarende den plastiske bruddtøyningen (p_u). De betraktete elementene, samt en illustrasjon av tøyningsfordelingen over stegtykkelsen, er vist for modell A.1 i figur 7.20.



Figur 7.20: Modell A.1 - Betraktete elementer i strekksonen

Det er tatt ut resultater ved tre inkremitter i analysene. Det første inkrementet tilsvare tidspunktet da samtlige betraktete elementer har nådd flytegrensen (273 MPa), og det andre inkrementet tilsvare tidspunktet da et brudd i strekksonen initieres. Det siste inkrementet er kun analysens siste inkrement. Spenninger og tøyninger vist for dette inkrementet er ikke korrekte da et brudd allerede har oppstått, men det illustrerer utviklingen av spenningene og tøyningene.

Kapittel 8

Resultater fra numeriske beregninger

I dette kapitlet presenteres resultatene fra analysene utført i Abaqus. Det er laget modeller tilsvarende alle forsøk i forsøksserien, samt noen spesielle modeller som har hensikt å undersøke betydningen av lasketykkelsen og bidrag fra strekksonen. En oversikt over modellene er vist i tabell 8.1.

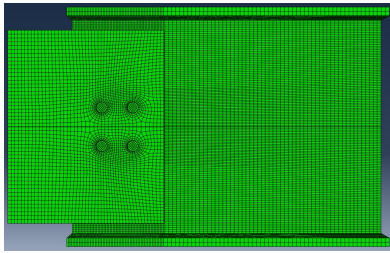
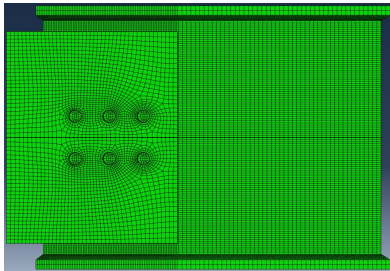
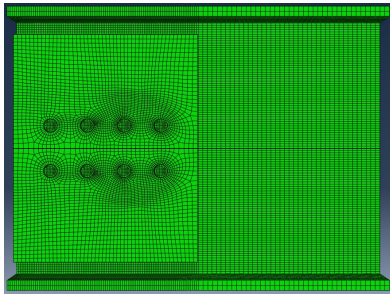
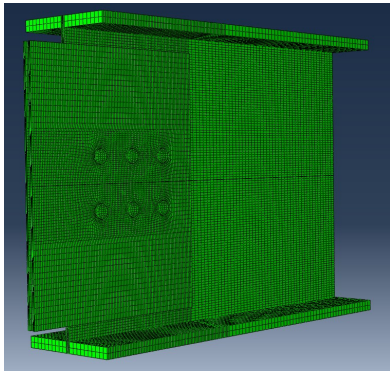
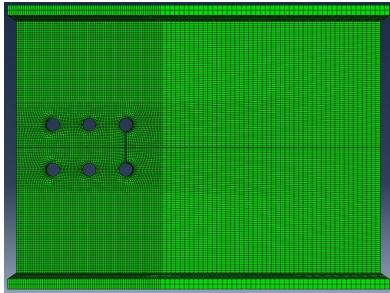
For å forstå resultatene Abaqus gir er det nødvendig å presisere hva de forskjellige resultatene betyr. For konturplot og spennings-/tøyingsdiagrammer er det lagt vekt på von Mises ekvivalente spenninger (σ_{eq}), ekvivalente plastiske tøyninger (p) og skjærspenninger i kraftretningen (τ). I Abaqus er disse kalt Mises, PEEQ og S23. Definisjonen av von Mises ekvivalente spenninger (Mises) og ekvivalente plastiske tøyninger (PEEQ) er vist i likning (9.1) og (9.2) [12].

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\frac{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2}{2}} \quad (8.1)$$

$$p = \int_0^t \dot{p} dt \text{ hvor } \dot{p} = \sqrt{\frac{2}{3} \dot{\epsilon}_{ij}^p \dot{\epsilon}_{ij}^p} \quad (8.2)$$

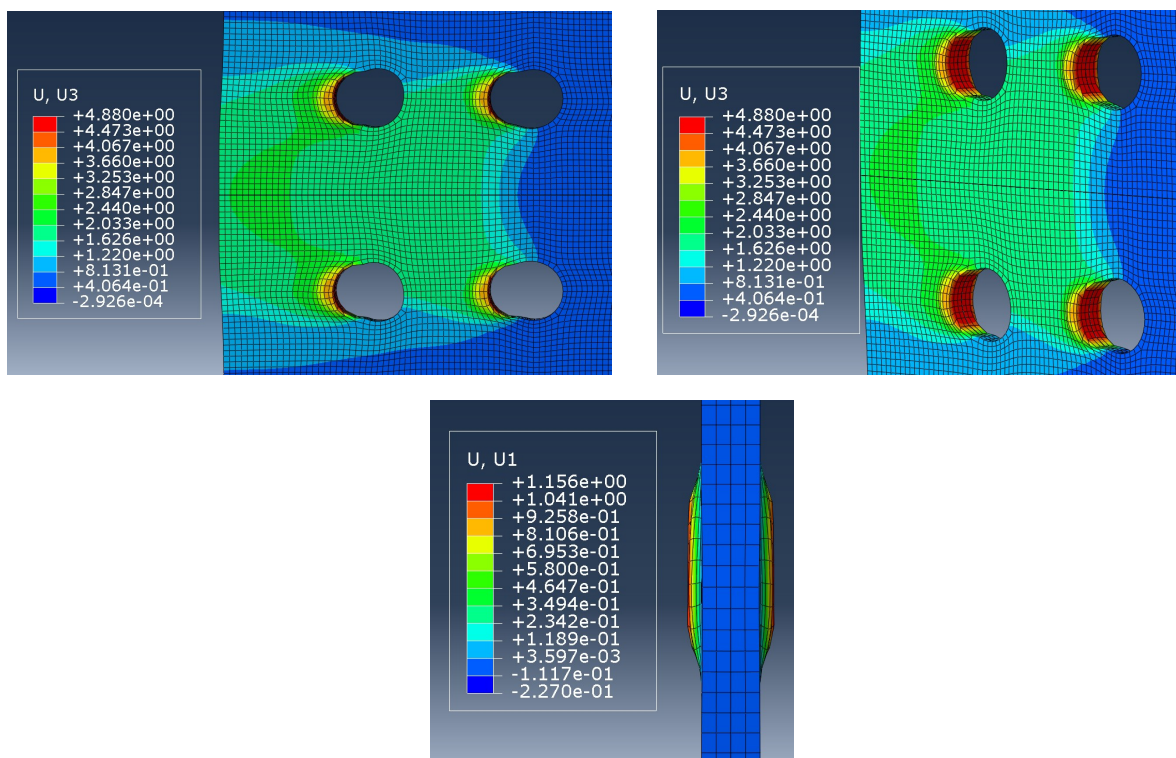
På bakgrunn av regelverket i Eurocode 9 er det også valgt å betrakte resultatene for strekksonen og skjærsonen separat. Som kjent fra likning (2.1) definerer Eurocode 9 blokkutrivningskapasiteten som summen av kapasitetene i strekk- og skjærsonen. Det er derfor interessant å undersøke i hvilket ledd av likning (2.1) det største avviket ligger.

Tabell 8.1: Oversikt over Abaqus-modeller

Modell	Beskrivelse	Illustrasjon
Modell A.1	Modell tilsvarende forsøk A.1	
Modell A.2	Modell tilsvarende forsøk A.2	
Modell A.3	Modell tilsvarende forsøk A.3	
Modell A.2*	Modell tilsvarende modell A.2 med 2.15mm aluminiumslasker	
Modell A.2**	Modell tilsvarende modell A.2 med et 2mm kutt i strekksonen	

8.1 Oppførsel av forbindelser

Resultatene viser en tilsvarende oppførsel av forbindelsene som observert under forsøkene. De tredimensjonale modellene viser også tydelig variasjonen av spenninger/tøyninger over stegtykkelsen, samt effekten av at materialet stukes ved hullkantene. I figur 8.1 er forbindelse A.1 illustrert i deformert tilstand med detaljerte bilder av hvordan hullkantene deformeres. Deformasjonen U3 beskriver translasjon i kraftretningen, mens deformasjonen U1 beskriver translasjon i tykkelsesretningen av steget. Denne oppførselen typisk for samtlige modeller.



Figur 8.1: Deformasjoner og oppførsel av forbindelse i modell A.1

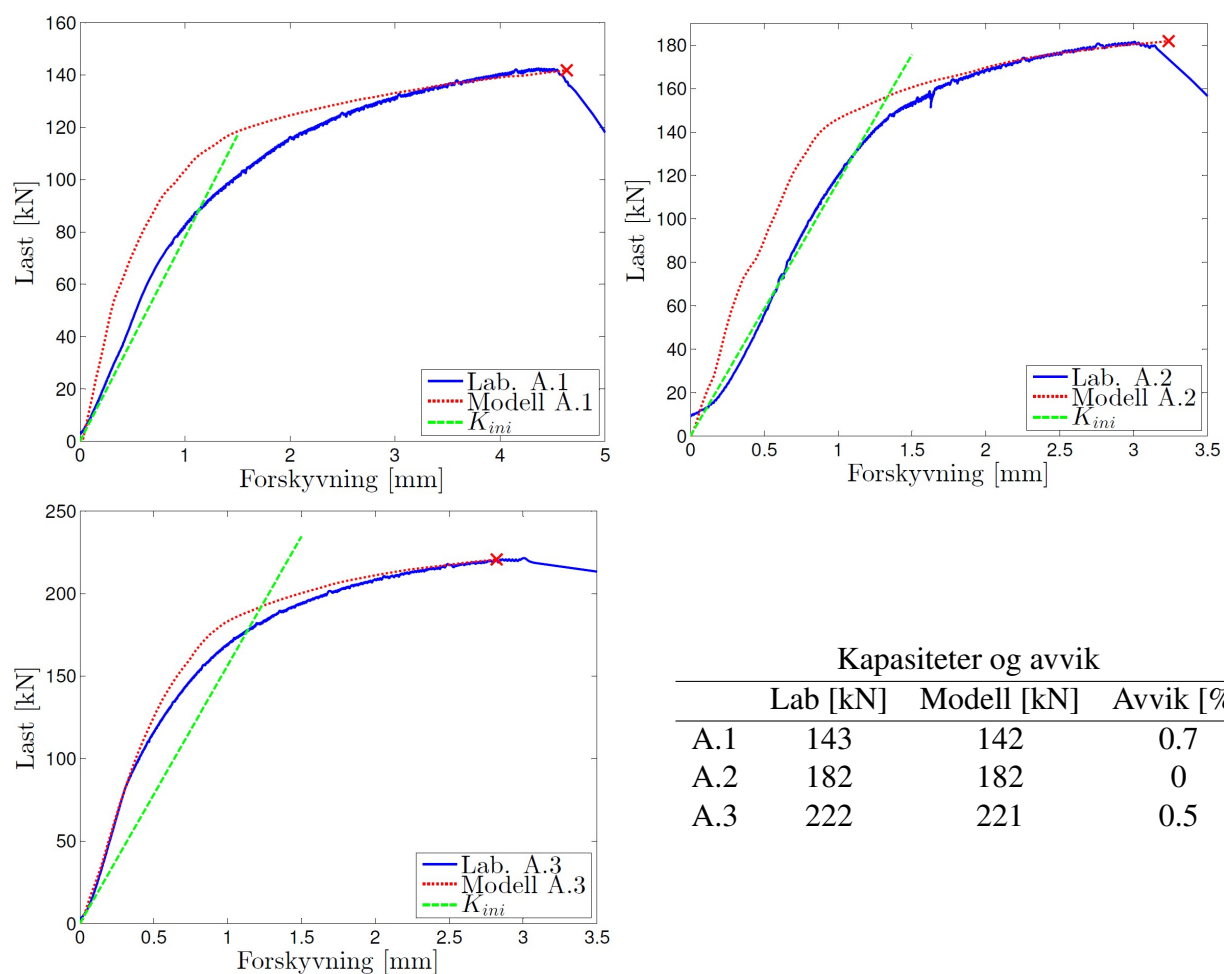
Plottene vist i figur 8.1 er tatt ut for inkrementet som tilsvarende initiering av brudd i strekksonen. Det vil si at deformasjonene tilsvarende tilstanden når forbindelsens kapasitet er nådd. Fra figuren ser man at de største deformasjonene skjer inne i selve forbindelsen, mens rett utenfor boltegruppen er deformasjonene langt mindre. Ut fra plottene er det tydelig at det er lettere å relatere en forskyvning av forbindelsen til laskene enn å betrakte forskyvningen i steget direkte. På grunn av en varierende tøyingsfordeling i forbindelsen er ikke deformasjonen konstant over ”blokken” som rives ut.

De numeriske modellene viser deformerte tilstander som samsvarer godt med observasjoner fra forsøkene, og på grunn av bruken av volumelementer registreres også den tredimensjonale spenningstilstanden i forbindelsene. Deformasjonene ut av stegplanet er av betydning for lastforskyvningskurvene blant annet fordi stakingen av materialet sørger for større kontaktflater mellom bolter og hullkanter.

8.2 Kapasitet

I dette kapitlet presenteres modellenes estimerte bruddlaster samt at de sammenliknes med kapasitetene fra forsøkene. Last-forskyvningskurver fra modellene er kun plottet opp til inkrementet som tilsvarer initiering av brudd i strekksonen. Det vil si i det inkrementet hvor de betraktete elementene (jfr. kapittel 9.10) når en ekvivalent plastisk tøyning på 18%. Deformasjonene vist i plottene er tidligere definert i likning (9.4).

Plottene vist i figur 8.2 viser last-forskyvningskurvene fra modell A.1-A.3 og fra forsøkene. Modellenes estimerte bruddlaster er markert med et kryss og verdier i disse punktene er også gitt i figuren. Forbindelsenes teoretiske initialstivheter (K_{ini}) er også inkludert i plottene for å illustrere de numeriske unøyaktighetene som angår stivhet.



Figur 8.2: Estimerte bruddlaster fra modell A.1-A.3

Figur 8.2 viser at modell A.1-A.3 gir gode estimater på forbindelsenes kapasiteter. Avvikene mellom beregnede og observerte kapasiteter er mindre enn forventet, men det gode samsvaret er sannsynligvis en konsekvens av at modellene er basert på gjennomsnittlige geometriske målinger og nylig utførte materialforsøk.

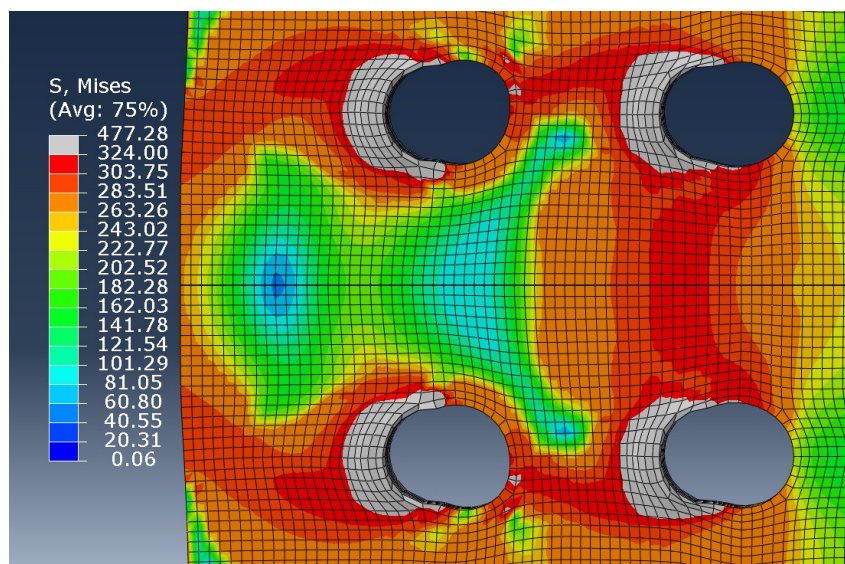
Ved å inkludere de teoretiske initialstivhetene til forbindelsene i plottene ser man tydelig at de numeriske modellene gir en noe stivere løsning enn forsøkene. En sammenlikning av plottene

viser at stivheten (helningen) feilestimeres med omtrent like mye i hver modell. Dette skyldes sannsynligvis den grove meshen i laskene og boltene da det er kjent at grove mesher resulterer i for stive løsninger. Laskene og boltene ble meshet mye grovere enn bjelken av hensyn til beregningstiden. På denne måten kunne bjelken meshes med et mye finere elementnett uten at beregningstiden ble alt for lang.

Plottet av forbindelse A.3 viser et godt samsvar mellom observerte initialstivheter fra Abaqus og forsøk, men det må presiseres at forsøk A.3 sannsynligvis ble påvirket av friksjon mellom lasker og bjelkesteg. Dette kan derfor ha ført til en økning av forbindelsens stivhet.

8.3 Strekksonens egenskaper

I dette delkapittelet vurderes resultatene i forbindelsenes strekksoner. I forhold til regelverket i Eurocode 9 er det interessant å se på spennings-/tøyingsfordelingen langs netto strekksone, og hvordan spenningene og tøyningene utvikler seg under økende belastning. Resultatene presenteres i form av konturplot og grafer for å illustrere materialoppførselen i strekksonen. På grunn av "like" strekksoner i alle forsøk viser modellene tilsvarende oppførsel av strekksonen uavhengig av antall bolterader. Det er derfor valgt å fokusere på resultater fra modell A.1.

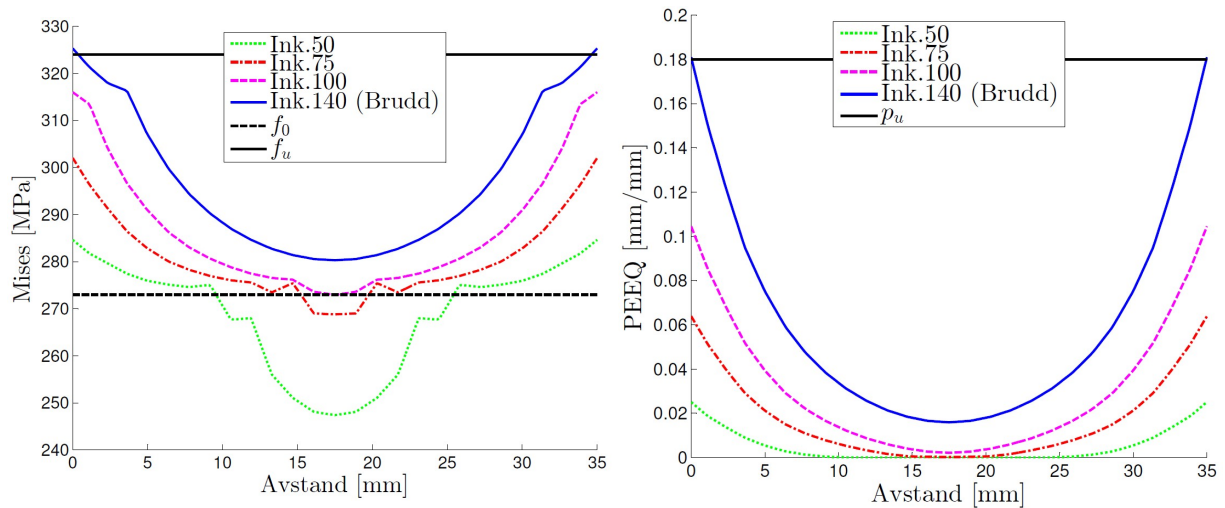


Figur 8.3: Modell A.1 - Konturplot av ekvivalente spenninger (Mises)

Figur 8.3 viser et konturplot av de ekvivalente spenningene (Mises) i forbindelsen for inkrementet som tilsvarende initiering av brudd i strekksonen. Det vil si i det inkrementet hvor de betraktete elementene når en ekvivalent plastisk tøyning (p) på 18%. I plottet er det lagt inn en øvre grense for spenningene tilsvarende bruddtøyningen ($f_u = 324 \text{ MPa}$). Alle spenninger tilsvarende eller høyere enn denne grensen er indikert med grå farge. På grunn av stinkingen av materialet ved hullkantene er det naturlig at denne grensen er overskredet lokalt ved hullkantene. Konturplottet viser også at bruddspenningen er overskredet så vidt ved hullkantene i netto strekksone. Dette er en indikasjon på at et strekkbrudd har oppstått i dette området.

Plottet i figur 8.3 gir et inntrykk av spenningsfordelingen langs netto strekksone, men et grafisk plot av spenningene gjennom et snitt i nettosonen vil illustrere forskjellene bedre. I kapittel

7.10 ble det definert tre snitt hvor det første av dem er situert i netto strekksone (jfr. figur 7.19). Det er valgt å ta ut ekvivalente spenninger (Mises) og ekvivalente plastiske tøyninger (PEEQ) i snitt 1 for et utvalg inkrementer før og under brudd. Dette er gjort for å illustrere utviklingen av spenningene/tøyningene under økende belastning. Plottene er vist i figur 8.4.



Figur 8.4: Modell A.1 - Ekvivalente spenninger og plastiske tøyninger i netto strekksone (snitt 1)

I plottene er det også inkludert grenseverdier for flytespenningen (f_0), bruddspenningen (f_u) og den ekvivalente plastiske bruddtøyningen (p_u). Spenningsplottet viser tydelig at spenningsmønsteret endrer seg med en gang materialet når flytegrensen. Plastisk flyt sørger for at spenningene jevner seg ut, men spenningsfordelingen er ikke helt uniform slik Eurocode 9 forutsetter i likning (2.1). Allikevel varierer ikke spenningene mer enn at antagelsen om uniform spenningsfordeling er forsvarlig å bruke. Initieringen av bruddet i strekksonen er synlig i plottet på grunn av overskridelsen av bruddspenningen og den plastiske bruddtøyningen ved hullkantene.

Det antas at et brudd i strekksonen vil utvikle seg svært raskt på grunn av materialets lave duktilitet. Det virker derfor fornuftig og anta at et ”fullstendig” strekkbrudd har oppstått i det såkalte bruddinkrementet.

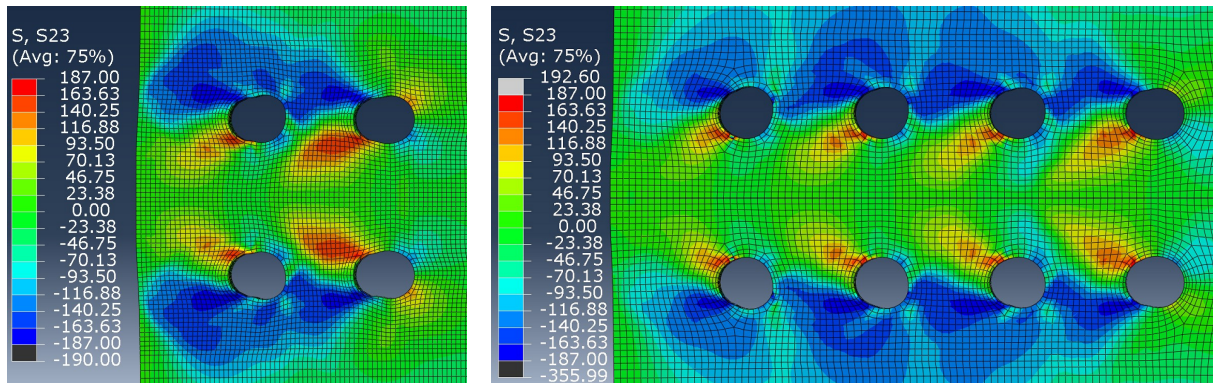
8.4 Skjærsonens egenskaper

I dette delkapittelet presenteres og vurderes resultater som angår forbindelsenes skjærsoner. Det legges spesielt vekt på skjærspenningene i kraftretningen (S23) og hvordan disse fordeles i kraftretningen. Dette vurderes som interessant med tanke på Eurocode 9’s antagelse om uniform spenningsfordeling i netto skjærsoner.

8.4.1 Betydningen av forbindelsens lengde

I figur 8.5 vises to konturplot av skjærspenningene (S23) fra modell A.1 og A.3. Spenningene er tatt ut i det inkrementet som tilsvarer initiering brudd i strekksonen. Resultatene kan derfor tolkes som spenningstilstanden rett før et strekkbrudd oppstår. Grunnen til at resultatene fra akkurat disse modellene er presentert har sammenheng med at de illustrerer forskjellene mellom

korte og lange forbindelser. Den beregnede skjærbruddspenningen ($\tau_u = 187 \text{ MPa}$) er lagt inn som en øvre og nedre grense i plottene.

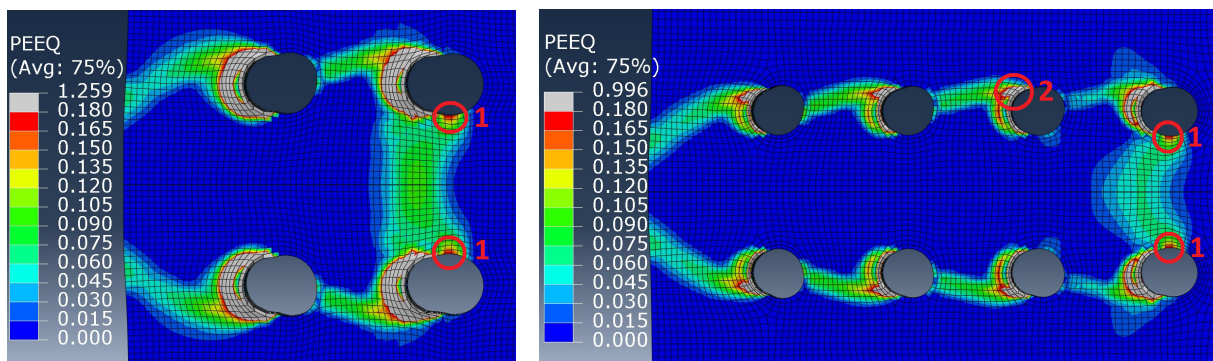


Figur 8.5: Konturplot av skjærspenninger (S23) fra modell A.1 og A.3

Plottene viser store skjærspenninger i skjærsonene, men ingen overskridelse av skjærbruddgrensen (τ_u) ved den belastningen som tilsvarende brudd i strekksonen. Selv om tabellene i plottene indikerer spenninger større enn skjærbruddspenningen, skyldes dette svært lokale spennings-topper på grunn av numeriske unøyaktigheter. De maksimale skjærspenningene, markert med mørk blåfarge, oppstår ved hullkantene et sted mellom netto- og brutto skjærsonene. Dette har sammenheng med hvor boltene presses inn i steget. På grunn av toleranseavstander mellom bolter og hullkanter vil de maksimale skjærspenningene aldri oppstå nøyaktig i brutto skjærsonene.

Plottene illustrerer også hvor forskjellig korte og lange forbindelser oppfører seg. I plottet fra modell A.1 (4 bolter) virker samtlige hullkanter å være likt belastet, men i plottet fra modell A.3 (8 bolter) ser man tydelig forskjell i skjærspenningene mellom de forskjellige bolteradene. Dette er av betydning for hvor og når et skjærbrudd vil initieres.

For å få et bedre inntrykk av hvor skjærbruddet vil oppstå kan man se på de ekvivalente plastiske tøyningene i skjærsonen. Figur 8.6 viser de ekvivalente plastiske tøyningene for modell A.1 og A.3. Resultatene er tatt ut for de samme inkrementene som i figur 8.5, nemlig for de inkrementene som tilsvarende brudd i strekksonen. Den beregnede bruddtøyningen ($p_u = 18\%$) er lagt inn som en øvre grense. Tøyninger tilsvarende eller større enn denne grensen er derfor markert med grå farge.



Figur 8.6: Konturplot av ekvivalente plastiske tøyninger (PEEQ) fra modell A.1 og A.3

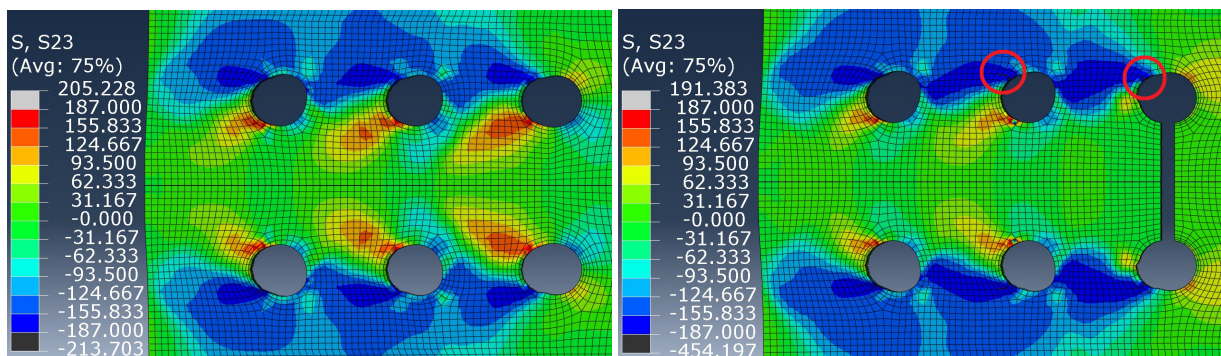
Plottene i figur 8.6 bekrefter først og fremst at et strekkbrudd initieres i de viste inkrementene. Dette kan ses ved å observere overskridelsen av bruddtøyningen ved de betraktede elementene i netto strekksone (1). Figuren viser også at de plastiske tøyningene i skjærsonen overskrider bruddtøyningen hovedsaklig i områdene hvor materialet stukes på grunn av hullkantrykket. Man får allikevel en indikasjon på hvor skjærbruddene vil initieres ved å studere formen på konturene. I plottet fra modell A.3 kan man observere små utstrekninger av store plastiske tøyninger (2) ved hullkantene. Disse punktene gir en indikasjon på hvor de maksimale tøyningene vil oppstå, og derfor hvor bruddet vil initieres.

8.4.2 Betydningen av brudd i strekksonen

Modellene i Abaqus er ikke i stand til å simulere brudd og derfor kan man ikke direkte si noe om forbindelsenes oppførsel etter at et strekkbrudd har oppstått. Av den grunn er det laget et kutt i strekksonen på modell A.2 for å få en modell (A.2**) som kan beskrive hvordan forbindelsen oppfører seg når strekksonen ikke lenger eksisterer. Ved å sammenlikne spenningstilstandene i modell A.2 og A.2** for en deformasjon av laskene som tilsvarer brudd i strekksonen, kan man estimere tapet av kraft i forbindelsen som følge av strekkbruddet.

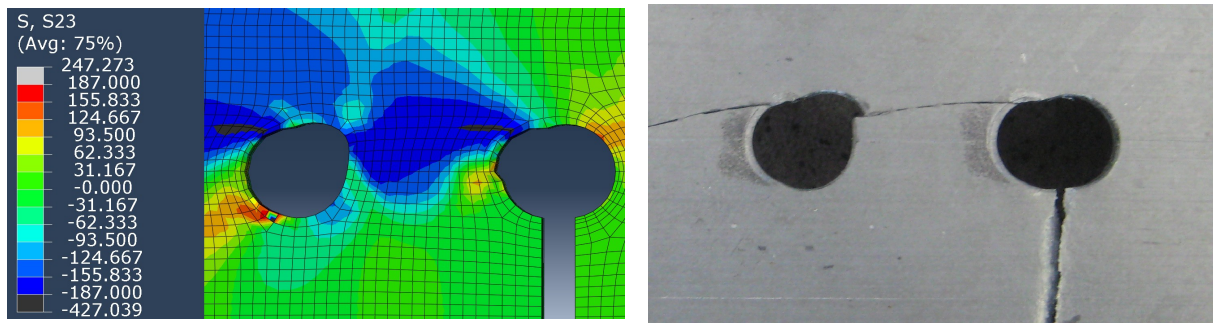
Fra modell A.2 er det registrert en forskyvning av laskene på ca. 3.5mm når strekkbruddet initieres ved en last på 182kN. Fra modell A.2** får man for en tilsvarende forskyvning av laskene en total last på 141kN. Dette tilsvarer et lasttap på 41kN som da definerer strekksoneens kapasitet. I forsøk A.2 ble det observert et lasttap på 37kN rett etter strekkbruddet oppstod (jfr. figur 6.3). En forskjell på 4kN er ikke veldig mye da det er små geometriske forskjeller mellom forsøk og modeller.

Figur 8.7 viser en sammenlikning av skjærspenningene (S23) i de to modellene for en deformasjon av laskene som tilsvarer brudd i strekksonen. Plottene har hensikt å illustrere spenningstilstanden i forbindelsen rett før og rett etter at strekkbruddet har oppstått. Den beregnede skjærbruddspenningen ($\tau_u = 187MPa$) er lagt inn som en øvre og nedre grense i plottene.



Figur 8.7: Konturplot av skjærspenninger (S23) før og etter brudd i strekksonen

Figur 8.7 viser at store skjærspenninger ved de indre bolteradene sprer seg raskt i det strekkbruddet oppstår. Etter at strekkbruddet har gått kan man observere skjærspenninger tett opp mot skjærbruddsgrensen i store deler av skjærsonen. Det kommer ikke så tydelig fram av figur 8.7, men ved hullkantene markert med røde sirkler er skjærbruddspenningen overskredet langs linjer orientert i lastens retning. Dette er illustrert bedre i figur 8.8 hvor også et bilde av bruddformen fra forsøk A.2 er inkludert for sammenlikning.



Figur 8.8: Detaljplot av skjærspenninger (S23) og bruddform fra forsøk A.2

Ved de to innerste bolteradene kan man se tydelig at skjærbruddspenningen overskrides og plottet gir en god indikasjon på hvor skjærbruddet vil initieres. Denne indikasjonen samsvarer veldig godt med observasjoner av hvor skjærbruddet oppstod i forsøk A.2. Ut fra bildet til høyre kan man se at bruddet oppstår akkurat i overkant av der bolten skjærer seg inn i steget. Bruddet oppstår derfor rett nedenfor brutto skjærsone. Dette indikerer at bruk av brutto skjærsone i kapasitetsberegninger vil resultere i et overvurdert skjærbidrag.

8.4.3 Materialoppførsel i netto skjærsone

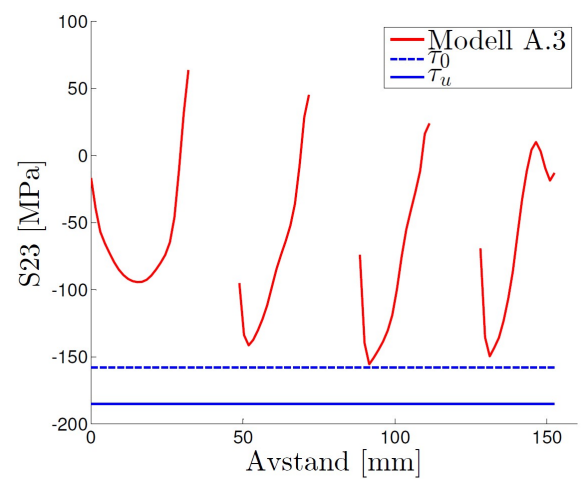
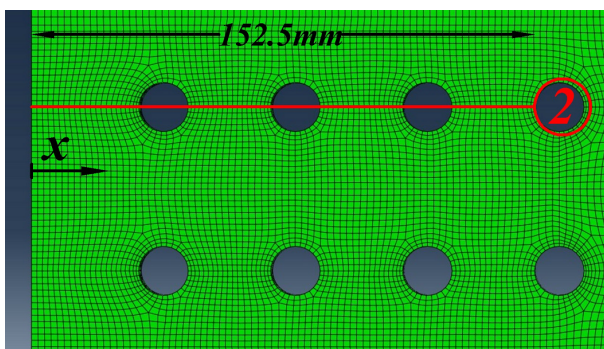
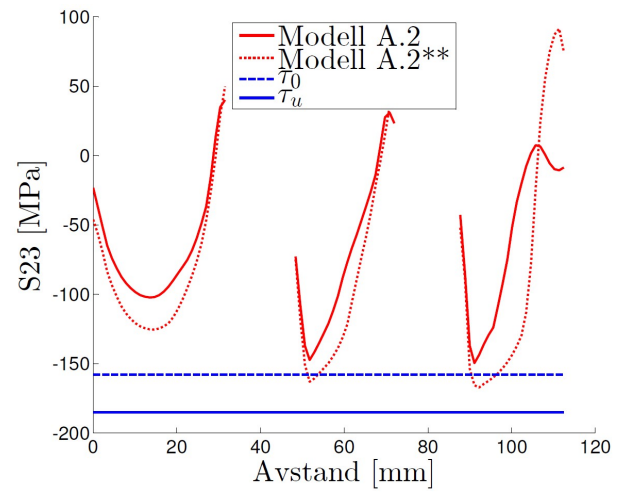
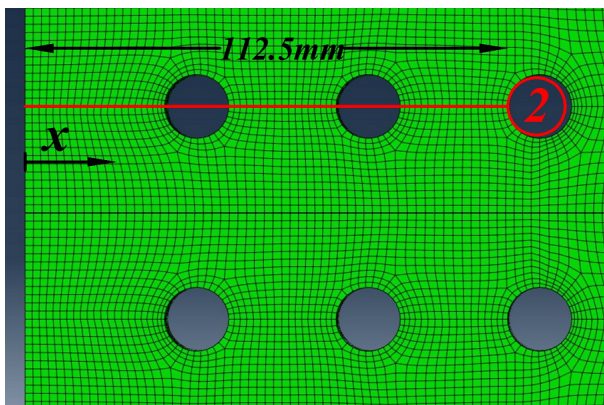
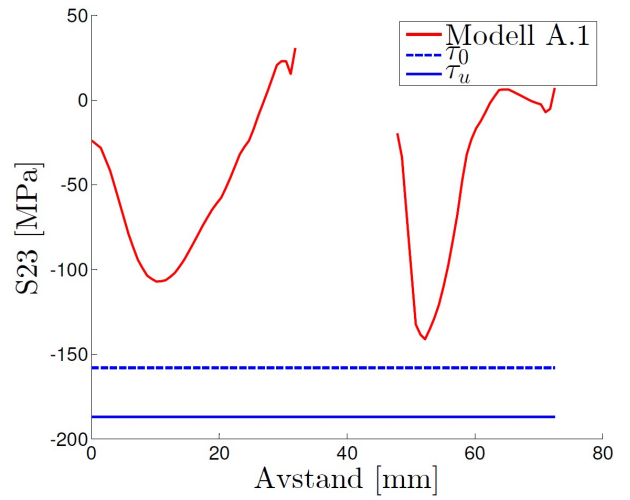
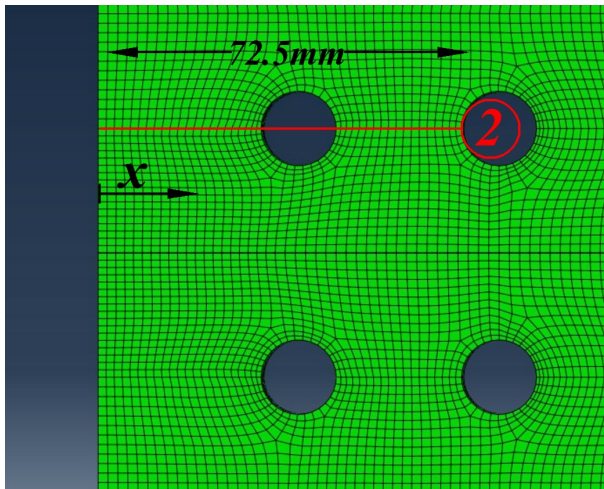
For å studere materialoppførselen i netto skjærsone benyttes resultater fra snitt 2 i henhold til figur 7.19. I dette snittet er det tatt ut skjærspenninger (S23) og ekvivalente plastiske tøyninger (PEEQ) for modell A.1-A.3 og modell A.2**. Resultatene er tatt ut for inkrementet som tilsvarende initiering av et brudd i strekksone.

For modell A.2** er resultatene tatt ut for inkrementet som tilsvarende en deformasjon av laskene lik den i modell A.2 når strekkbruddet initieres. På den måten kan resultatene fra modell A.2 og A.2** beskrive materialoppførselen i snittet før og etter et strekkbrudd har oppstått. Plottene vist på de neste sidene inkluderer også grenseverdier for skjærflyt, skjærbrudd og bruddtøyning.

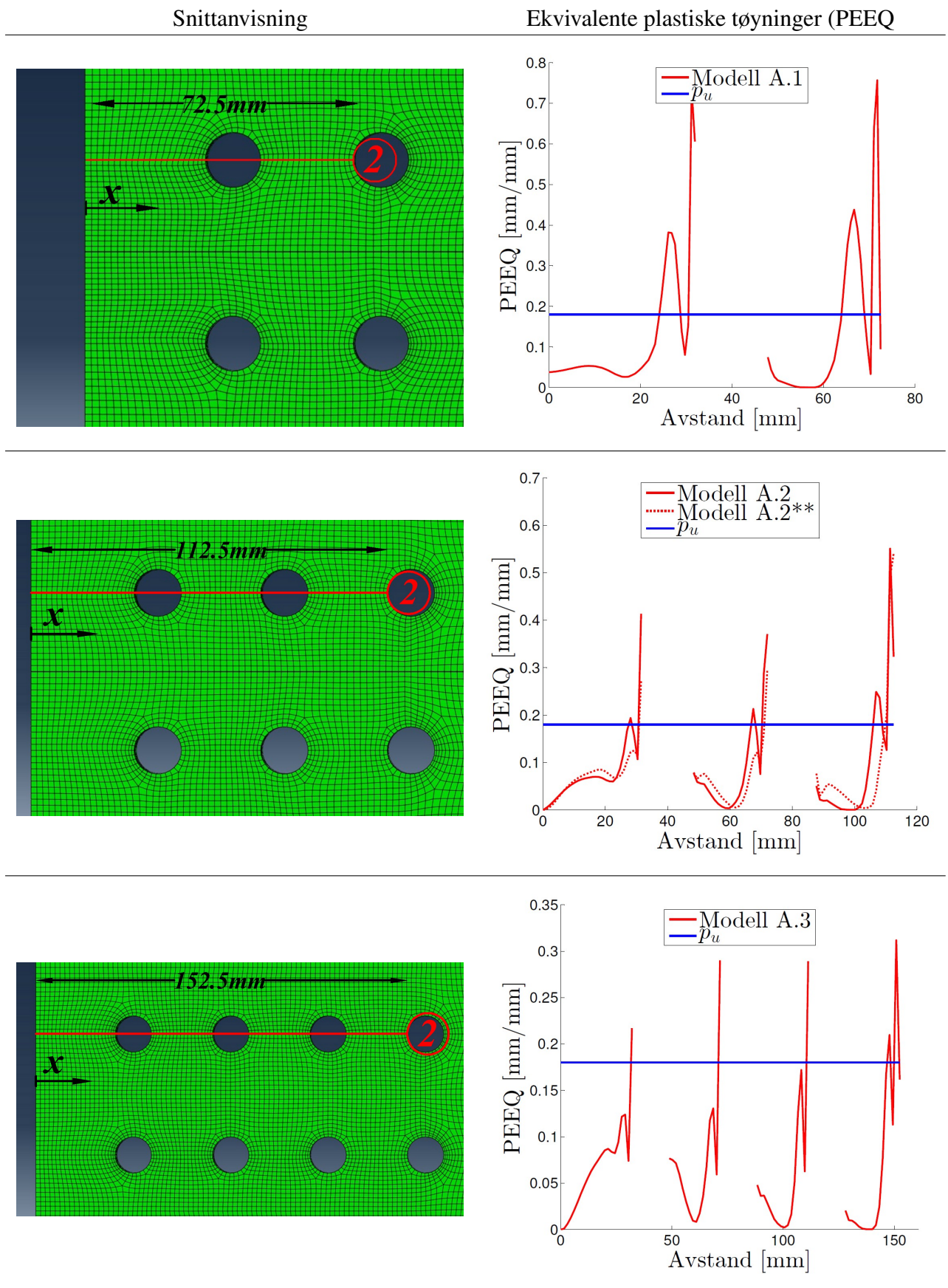
Tabell 8.2: Skjærspenninger (S23) i netto skjærsone

Snittanvisning

Skjærspenninger (S23)



Tabell 8.3: Ekvivalente plastiske tøyninger (PEEQ) i netto skjærsone



I tabell 8.2 er skjærspenningene i netto skjærsone vist for alle de nevnte modellene. Plottene fra modell A.1-A.3 illustrerer skjærspenningstilstanden i netto skjærsone rett før et brudd i strekksonen initieres, mens plottet fra modell A.2** illustrerer tilstanden rett etter at strekkbruddet har oppstått.

Plottene viser at spenningsfordelingen i netto skjærsone før et strekkbrudd har oppstått er langt fra uniform slik Eurocode 9 forutsetter i likning (2.1). Skjærspenningene mellom to bolterader kan variere med så mye som ca. 150-200 MPa ifølge resultatene vist i tabell 8.2. Plottene indikerer også at de indre bolteradene blir mer belastet enn de ytre. Dette er også observert i konturplottene vist tidligere i dette kapitlet.

Skjærbruddspenningen, som er lagt inn som en øvre og nedre grense i plottene, blir aldri overskredet i netto skjærsone. Selv for modell A.2**, som beskriver spenningstilstanden rett etter at strekkbruddet har oppstått, kan man se at skjærspenningene så vidt når skjærflytegrensen i dette snittet.

Tabell 8.3, som illustrerer de ekvivalente plastiske tøyningene i netto skjærsone, viser hvordan stakingen av materialet ved hullkantene fører til enorme plastiske tøyninger i disse sonene både før og etter at et strekkbrudd har oppstått. Allikevel er de plastiske tøyningene forholdsvis små i de delene av skjærsonen som ikke befinner seg rett ved hullkantene. Plottet fra modell A.2** viser liten endring i forhold til tøyningstilstanden før strekkbruddet oppstår.

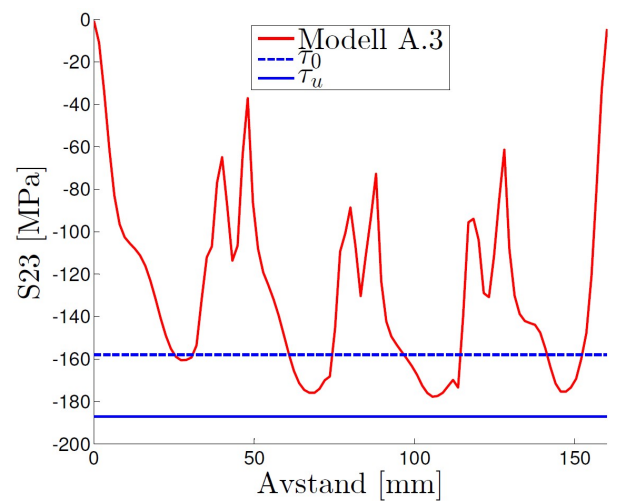
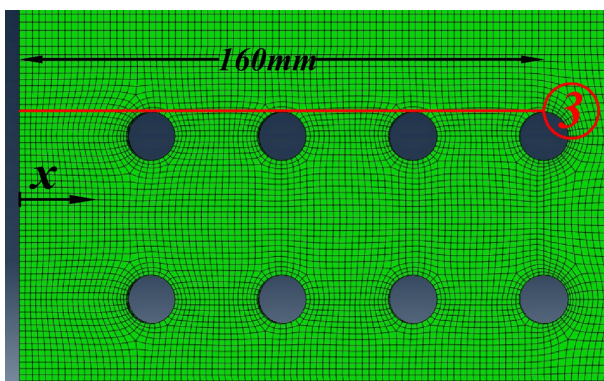
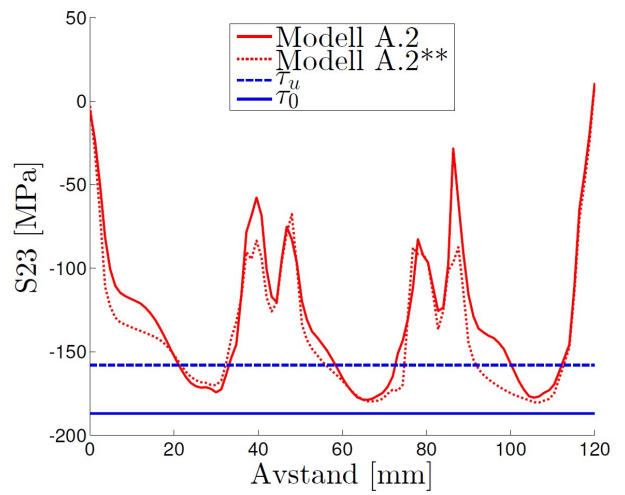
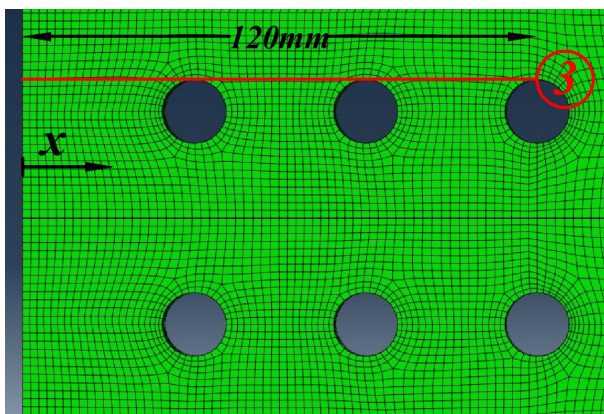
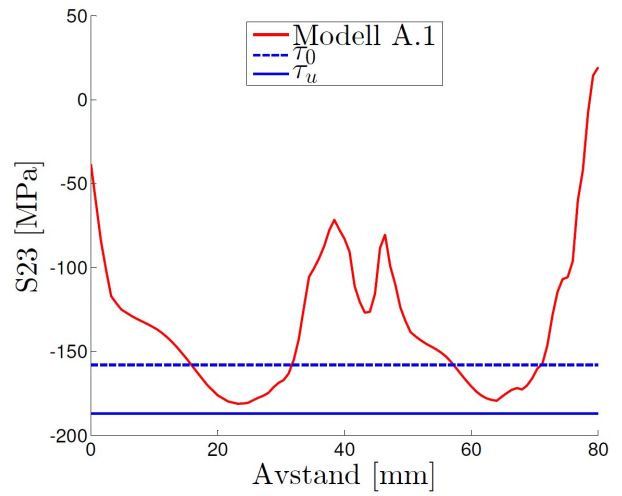
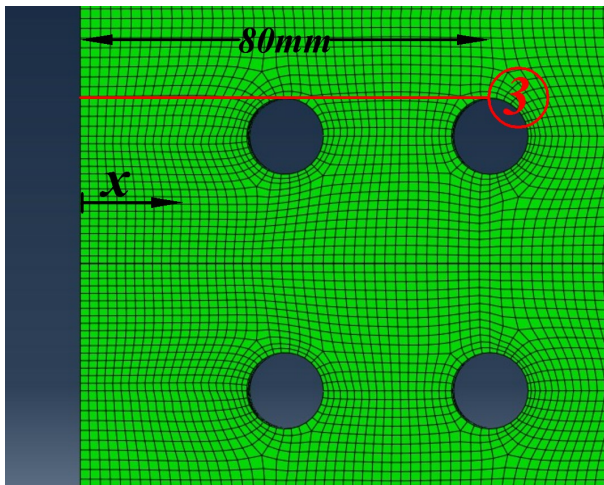
8.4.4 Materialoppførsel i brutto skjærsone

For å studere materialoppførselen i brutto skjærsone benyttes resultater fra snitt 3 i henhold til figur 7.19. I dette snittet er det tatt ut skjærspenninger (S_{23}) og ekvivalente plastiske tøyninger (PEEQ) for modell A.1-A.3 og modell A.2**. Resultatene er tatt ut for tilsvarende inkremitter som resultatene i netto skjærsone. Det er inkludert grenseverdier for skjærflyt, skjærbrudd og bruddtøyning i resultatene presentert på de neste sidene.

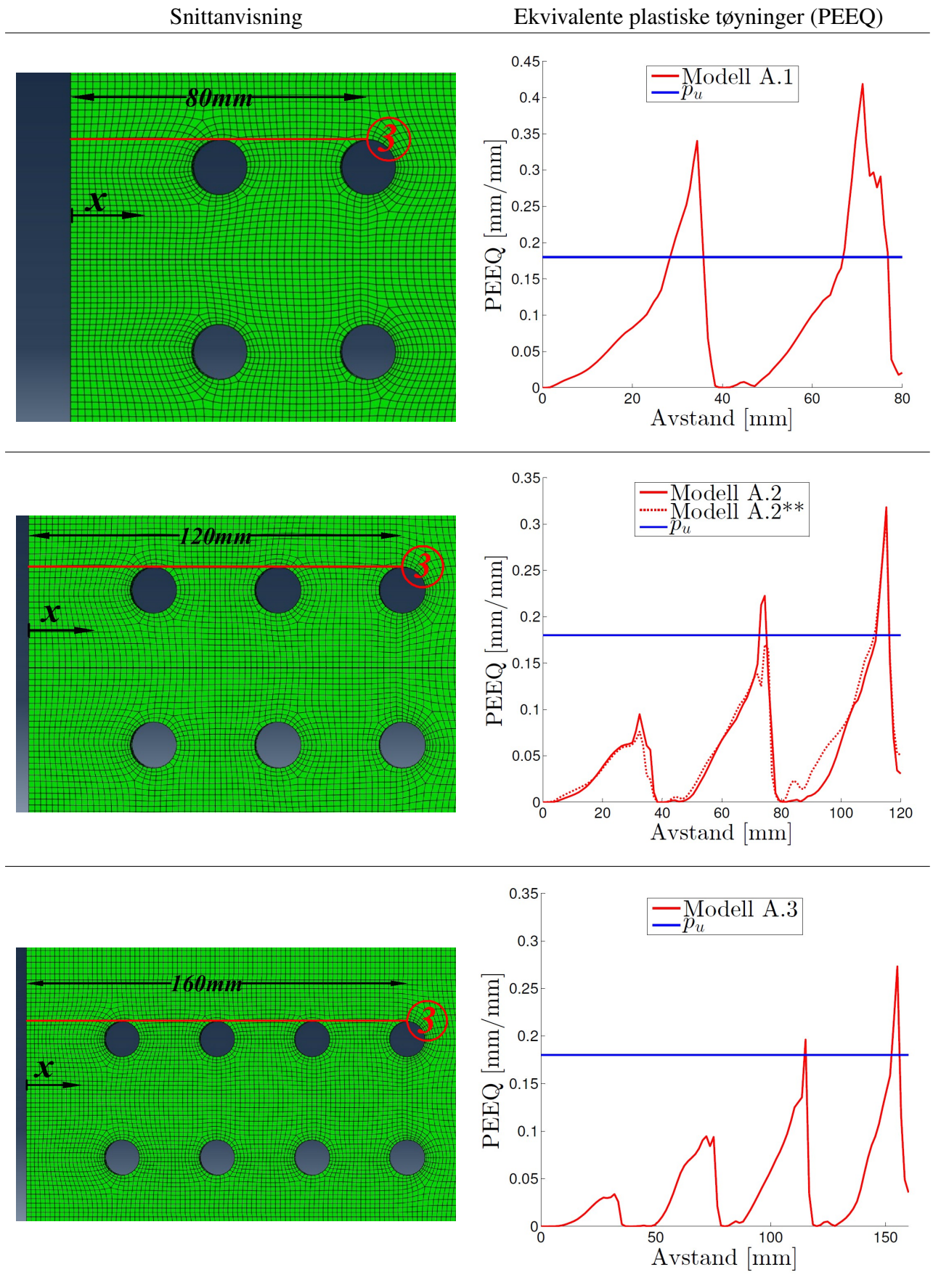
Tabell 8.4: Skjærspenninger (S23) i brutto skjærsoner

Snittanvisning

Skjærspenninger (S23)



Tabell 8.5: Ekvivalente plastiske tøyninger (PEEQ) i brutto skjærsone



Tabell 8.4 viser skjærspenningene (S_{23}) i brutto skjærsone for inkrementene som tilsvarer brudd i strekksone for modell A.1-A.3. Plottene viser betraktelig større spenninger i dette snittet sammenliknet med netto skjærsone, noe som også kan observeres fra konturplottene vist tidligere i dette kapitlet. Skjærspenningene i brutto skjærsone følger et klart mønster uavhengig av antall bolterader i forbindelsen. Ved å studere dette mønsteret ser man at de maksimale spenningene befinner seg i områdene ”mellom” boltehullene hvor store deler av brutto skjærsone flyter. I områdene rett over boltehullene er skjærspenningene veldig små eller tilnærmet null.

Som i netto skjærsone kan man også observere fra tabell 8.4 at skjærbruddspenningen i brutto skjærsone aldri overskrides før strekkbruddet oppstår. Selv i plottet fra modell A.2**, som beskriver spenningstilstanden øyeblikkelig etter at strekkbruddet har gått, øker ikke skjærspenningene nok til å nå skjærbruddgrensen. Dette har sammenheng med at de maksimale skjærspenningene i forbindelsene, som vil føre til et brudd i skjærsonen, oppstår rett nedenfor brutto skjærsone som vist tidligere i figur 8.8. De maksimale spenningene er også så lokale at de ikke kan observeres i et snitt situert eksakt i bruttosonen.

Tabell 8.5 viser at stakingen av materialet ved hullkantene påvirker de ekvivalente plastiske tøyningene også i dette snittet, men sammenliknet med netto skjærsone kan man se at utstrekningen av de store plastiske tøyningene ved hullkantene er større. Ved å se på områdene hvor den plastiske tøyningen er større enn 0,2% skjønner man også ut fra tøyningsplottet at materialet flyter i store deler av snittet.

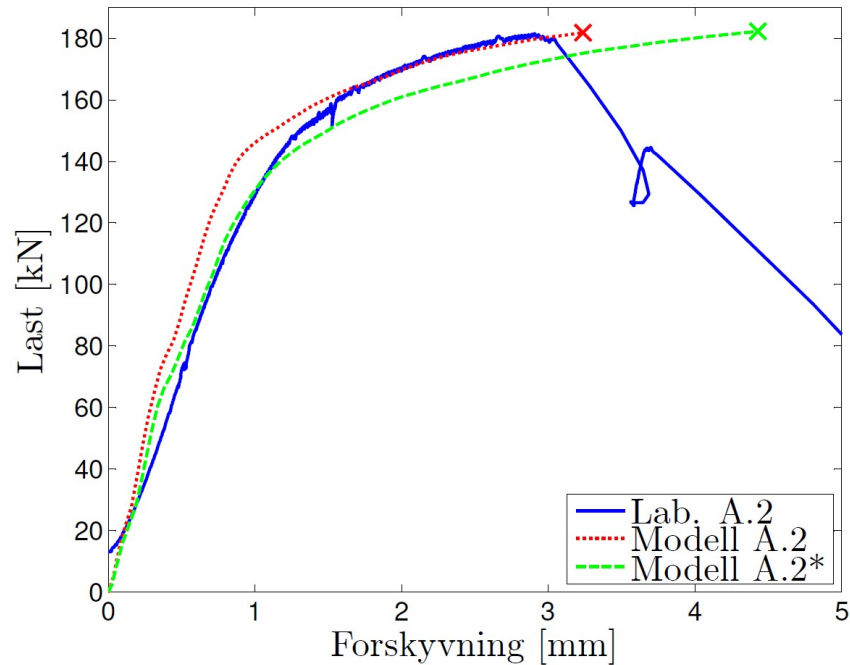
Den største forskjellen mellom tøyningfordelingen i netto og bruttosonen er hvordan de plastiske tøyningene påvirkes av forbindelsens lengde. I brutto skjærsone blir effekten av lange forbindelser mer tydelig ved at de plastiske tøyningene øker gradvis innover i forbindelsen. Allerede for den seksboltede forbindelsen i modell A.2 kan man observere store tøyningsskjeller mellom ytterste og innerste bolterad. I netto skjærsone blir ikke tøyningene påvirket av forbindelsenslengden i like stor grad, noe som også virker fornuftig da resultatene viser at nettosonen er mye mindre belastet enn bruttosonen.

8.5 Betydningen av lasketykkelse

I dette delkapitlet blir det sett nærmere på hvilken effekt lasketykkelsen har på materialoppførselen i bjelkesteget. For å undersøke dette er det laget en modell (modell A.2*) hvor lasketykkelsen er redusert fra 12mm til 2.15mm, og hvor materialet i laskene er endret fra stål til den samme aluminiumslegeringen som i bjelken. Bjelkesteget i modell A.2* er derfor like tykt som de to laskene til sammen (4.3mm), noe som betyr at bjelkesteget og laskene i teorien vil gå til brudd samtidig.

Modell A.2* er ikke laget med hensyn på å finne bruddlaser, men for å studere endringer i spennings- og tøyningfordelingen i strekk- og skjærsonen. Ved å sammenlikne resulater ved lik belastning fra modell A.2 og A.2* vil man få en indikasjon på hvor stor innflytelse lasketykkelsen har på materialoppførselen i forbindelsen.

Lasketykkelsen har i teorien ingen innvirkning på bruddlasten med mindre den totale lasketykkelsen blir mindre enn stegtykkelsen. En endring av lasketykkelsen har derimot innvirkning på forbindelsens stivhet. I figur 8.9 er last-forskyvningskurvene plottet for forsøk A.2, modell A.2 og modell A.2*. Disse kurvene er presentert for å illustrere stivhetsforskjellene.

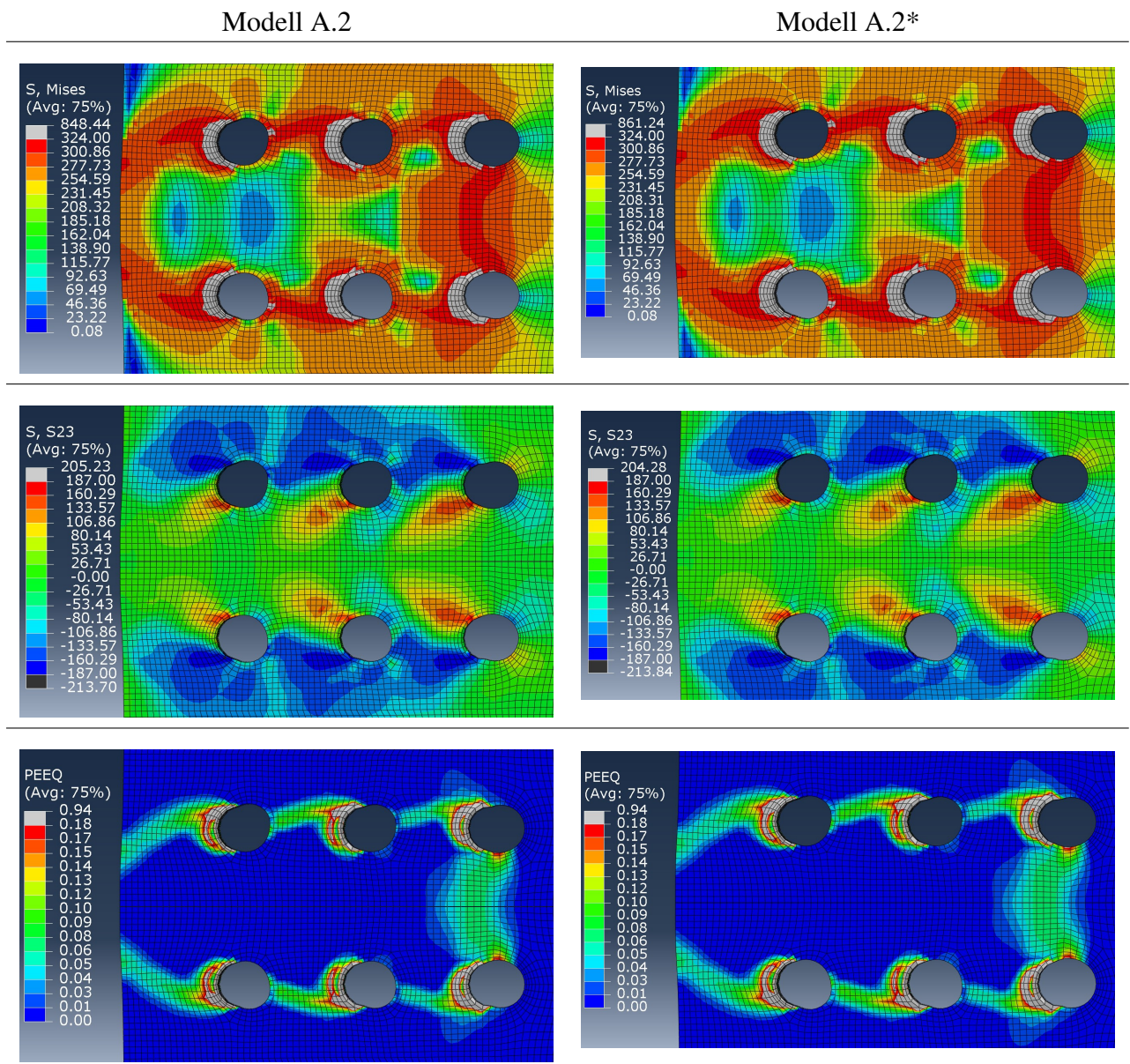


Figur 8.9: Sammenlikning av last-forskyvningskurver når lasketykkelsen varierer

Figuren bekrefter først og fremst at lasketykkelsen ikke har noen innvirkning på forbindelsens estimerte bruddlast. Videre kan man tydelig se stivhetstapet som følge av tverrsnittsreduksjonen av laskene.

Ved å studere spennings- og tøyningstilstanden i forbindelsen ved bruddlastene vil eventuelle forskjeller i materialoppførselen mellom de to modellene avsløres. Det er derfor tatt ut konturplot av de ekvivalente spenningsene (Mises), skjærspenningsene (S_{23}) og de ekvivalente plastiske tøyningene (PEEQ) ved inkrementene som tilsvarer bruddlasten (182kN) for modell A.2 og A.2*. I plottene, som er vist i tabell 8.6, er øvre og nedre grenser for bruddspenningen (f_u), skjærbruddspenningen (τ_u) og den plastiske bruddtøyningen (p_u) inkludert. Overskridelser av disse grensene er markert med lys eller mørk gråfarge.

Tabell 8.6: Sammenlikning av materialoppførsel ved bruk av forskjellige lasketykkelser



Ved første øyeblikk virker plottene fra de to modellene å være identiske, men ved å studere de litt nøye kan man se at det er små forskjeller mellom resultatene. Dette indikeres også av ekstremverdiene i tabellene til venstre for hvert plot. Selv om det er små forskjeller er disse av minimal betydning for hvordan man bør beregne kapasiteten til slike forbindelser. De maksimale spenningene og tøyningene opptrer på eksakt samme plass i forbindelsene og bruddformene vil derfor i teorien være identiske.

Kapittel 9

Konklusjon

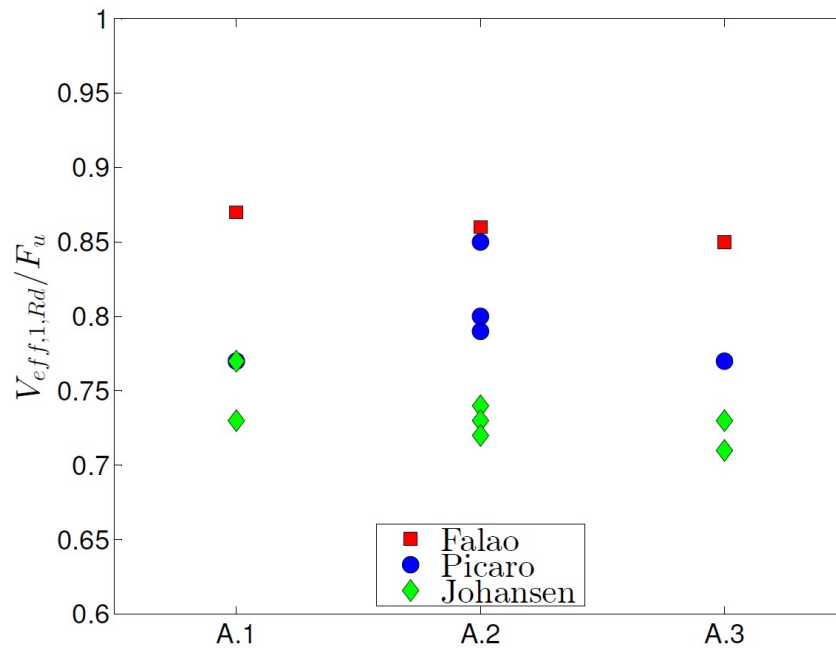
Dette kapitlet har hensikt å besvare spørsmålene som ble stilt innledningsvis i oppgaven. Konklusjonene er satt på grunnlag av de utførte arbeidene som er beskrevet i de foregående kapitlene. Det er valgt å dele inn dette kapitlet i delkapitler som omhandler forskjellige spørsmål fra innledningen. Dette er gjort for å gi en systematisk gjennomgang av problemstillingen og resultatene som er funnet.

9.1 Tidligere arbeider

De tidligere utførte arbeidene er nøye gjennomgått og bearbeidet for å finne årsaken til avvikene i forsøksresultatene. Utgangspunktet har vært en mistanke om at friksjon mellom lasker og bjelkesteg har påvirket forsøksresultatene og ført til ”ukorrekte” kapasiteter. De tidligere forsøkene er derfor sammenliknet med nye forsøk hvor det er lagt vekt på å unngå slike friksjonseffekter.

I kapittel 5 og 6 ble forsøksresultatene gjennomgått og sammenliknet. Denne sammenlikningen la vekt på observerte kapasiteter (F_u) og beregnede kapasiteter i henhold til Eurocode 9 ($V_{eff,1,Rd}$). I tillegg er faktoren $V_{eff,1,Rd}/F_u$ benyttet aktivt i sammenlikningen da den sier mye om hvor godt $V_{eff,1,Rd}$ estimerer den faktiske kapasiteten til forbindelsene.

Resultatene fra tidligere og nye forsøk varierer mye selv om forsøkene i utgangspunktet er identiske. Både forsøkene utført i 2003 [10] og 2007 [11] viser langt høyere bruddlast enn de funnet i forsøkene utført i sammenheng med denne oppgaven. Dette illustreres best ved å betrakte faktoren $V_{eff,1,Rd}/F_u$ fra de forskjellige forsøkene. Plottet under er hentet fra figur 6.4 og sammenlikner faktoren mellom ”identiske” forsøk utført i 2003, 2007 og 2013.



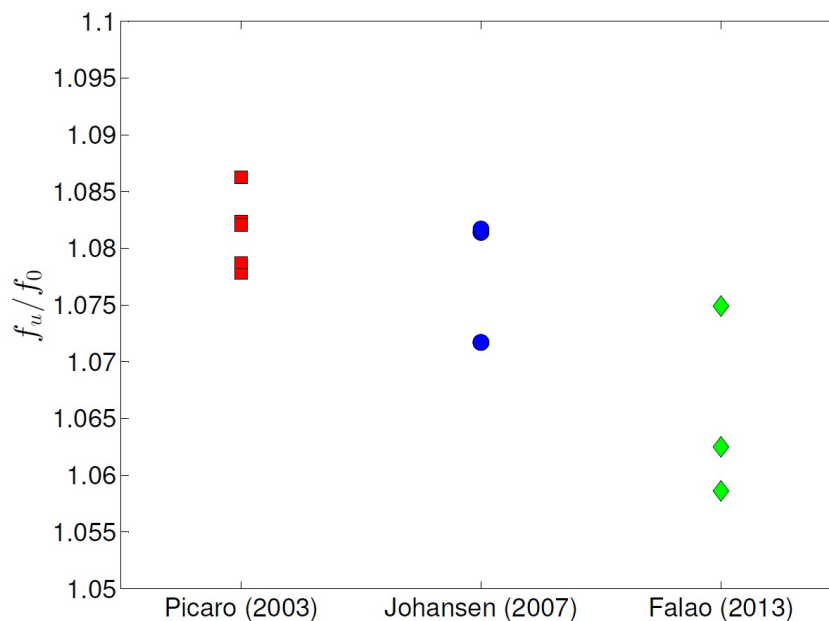
Plottet gir et godt inntrykk av spredningen i resultater og viser at de nye forsøkene oppnår en langt høyere utnyttelse enn de tidligere forsøkene. Det er derfor sannsynlig at det har oppstått friksjonseffekter under forsøkene fra 2003 og 2007. Resultatene indikerer også at forsøksutstyret har hatt en innvirkning på bruddlastene. Det ble i 2007 (Johansen) benyttet en annen strekkmaskin enn i 2003 og 2013. Dette er sannsynligvis noe av årsaken til at Johansen's forsøk får de desidert laveste utnyttelsene.

Forsøkene fra 2003 (Picaro) ble gjennomført med det samme utstyret som er benyttet i de nye forsøkene. Allikevel er det forholdsvis store avvik mellom utnyttelsene, og dette skyldes sannsynligvis friksjonseffekter.

9.2 Materialoppførsel og duktilitet

Materialforsøkene har hatt hensikt å avsløre eventuelle endringer i de mekaniske egenskapene til aluminiumslegeringen (EN-AW 6082 T6) i bjelken. Aluminiumsbjelken som er benyttet i forsøkene har ligget lagret mellom laboratorieforsøk i over 10 år, og det mistenkes at dette har hatt en effekt på materialet og påvirket forsøksresultatene.

Faktoren f_u/f_0 , som gir forholdet mellom brudd- og flytespenningen, kan benyttes som et verktøy for å få et inntrykk av materialets duktilitet. Denne faktoren er derfor beregnet for alle tidligere materialforsøk tilsvarende de utført i denne oppgaven. Det vil si for strekkprøver skjært ut i lengderetningen (ekstruderingsretningen) av bjelken. Faktorene fra de tidligere og nye materialforsøkene er plottet og vist i figur 9.1.



Figur 9.1: Resultater fra materialforsøk - Forhold mellom brudd- og flytespenning

Plottet viser tydelig at materialet har endret egenskaper og indikerer at spenningsområdet mellom flyt og brudd har minsket med årene. Selv om denne faktoren ikke direkte sier noe om duktiliteten, gir den en indikasjon på hvor duktilt materialet er. Under tidligere blokkutrivningsforsøk i 2003 og 2007 ble det observert mer duktile brudd i forbindelsene enn det som ble observert under de siste forsøkene. Materialets endrede egenskaper antas derfor å være en direkte årsak til dette.

En annen måte å måle duktiliteten til materialet på er å sammenlikne spenning-tøyningskurvene fra forskjellige materialforsøk. Uheldigvis mangler noe av dataen fra tidligere materialforsøk, spesielt fra 2003, og derfor er ikke en slik sammenlikning inkludert i denne oppgaven.

9.3 Kapasiteter og design for blokkutrivning

Resultatene fra blokkutrivningsforsøkene viser langt lavere bruddlaste enn tilsvarende forsøk utført tidligere. Noe av årsaken til dette er sannsynligvis materialets endrede egenskaper, men fraværet av friksjonseffekten antas å være hovedårsaken. De numeriske modellene er modellert som ideelle tilfeller uten påvirkning fra friksjon, og bruddlastene fra disse modellene samsvarer meget godt med de observerte bruddlastene. Dette indikerer at det har vært lite friksjon mellom laskene og steget under forsøkene.

Forsøksresultatene er også sammenliknet med beregnede blokkutrivnings-kapasiteter. Ett av formålene med oppgaven har vært å undersøke om blokkutrivnings-kapasiteten gitt i Eurocode 9 ($V_{eff,1,Rd}$) gir et godt estimat på den virkelige bruddlasten (F_u). Forholdet mellom disse kapasitetene, $V_{eff,1,Rd}/F_u$, er en viktig faktor da den indikerer hvor godt formelverket samsvarer med den virkelige kapasiteten. De nye forsøksresultatene gir en verdi av denne faktoren på 0.85-0.87. Dette tilsier et avvik mellom beregnet og virkelig kapasitet på 13-15%. Med tanke på at kapasiteten gitt i Eurocode 9 er et forenklet uttrykk, kan ikke avviket forventes å være stort mindre enn dette.

$$\text{Eurocode 9: } V_{eff,1,Rd} = \frac{f_u A_{nt}}{\gamma_{M2}} + \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{f_0 A_{nv}}{\gamma_{M1}}$$

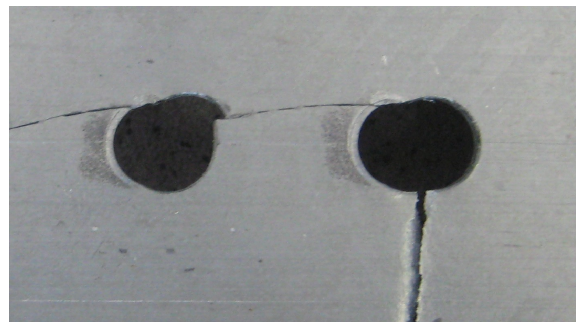
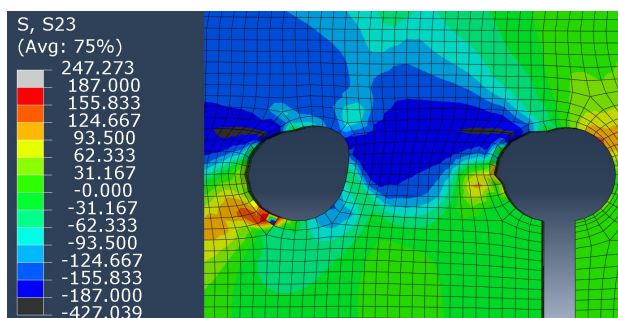
Kapasitetsuttrykket i Eurocode 9 består av et strekkbidrag og et skjærbidrag som forutsetter lineære bruddlinjer i nettosonene. De individuelle bidragene er sammenliknet med resultatene fra forsøkene for å undersøke nøyaktigheten av hvert bidrag. Resultatene viser at det største avviket ligger i den beregnede skjærkapasiteten. Dette har sammenheng med at skjærbruddene ikke oppstår i nettosonen, men et sted mellom netto og brutto skjærsone. Dette fører til at skjærarealet blir større enn det arealet som inngår i kapasitetsuttrykket fra Eurocode 9 (A_{nv}). Blokkutrivningsuttrykket gitt i Eurocode 9 anses allikevel som fornuftig å bruke da forsøk indikerer at det alltid resulterer i konservative kapasiteter.

Alternative kapasitetsformler er også testet for å se om disse kan gi en bedre beskrivelse av skjærbidraget. Formelen som benytter brutto skjærsone viser seg å overvurdere skjærbidraget slik at den beregnede kapasiteten ikke er konservativ.

En annen kapasitetsformel definerer en såkalt aktiv skjærsone. Denne skjærsonen er lokalisert et sted mellom netto og brutto skjærsone, og avhenger av boltegruppens geometri. Ved å benytte denne kapasitetsformelen samsvarte de beregnede og observerte kapasitetene meget godt, og avviket lå kun på 0-6%. Det må allikevel nevnes at denne formelen overestimerte en av kapasitetene med 1kN. Dette er ikke mye, men det indikerer at formelen ikke nødvendigvis gir konservative kapasiteter.

9.4 Forbindelsenens oppførsel

De numeriske modellene har vært nyttige for å studere forbindelsenens oppførsel under økende belastning. Samtlige modeller viser spenning- og tøyningfordelinger omkring forbindelsene som forklarer hvorfor bruddformene og kapasitetene er som de er. Resultatene fra Abaqus viser at forbindelsene går til brudd i netto strekksone i det tidspunkt forbindelsene har nådd sin maksimale blokkutrivningskapasitet. Resultatene viser også spenning- og tøyningfordelinger som indikerer hvor skjærbruddene vil initieres og hvordan disse vil utvikle seg. Ved å sammenlikne bilder av bruddformer med konturplot fra Abaqus er det funnet et godt samsvar mellom maksimale skjærspenninger i modellene og de observerte skjærbruddene fra forsøkene. Bildene under er hentet fra figur 8.8 og illustrerer hvor de maksimale skjærspenningene opptrer i forbindelsene.



Resultatene fra Abaqus indikerer en større skjærkapasitet enn den beregnet i henhold til Eurocode 9. I tillegg til at bruddene ikke initieres i nettosonen, er de heller ikke lineære. Dette gjør det vanskelig å beregne skjærarealet eksakt. Prinsippet med en aktiv skjærsoner i kapasitetsberegninger virker uansett som en god idé på bakgrunn av disse resultatene.

De numeriske modellene er også benyttet til å undersøke om lasketykkelsen er av betydning for hvordan spenning- og tøyingsfordelingen er i forbindelsene. Resultatene fra disse undersøkelsene viste først og fremst at bruddlastene var så og si identiske, uavhengig av tykkelsen på laskene. Videre ble spenning- og tøyingsfordelingen i bjelken studert når lasketykkelsen ble endret fra 12mm til en tykkelse tilsvarende halve stegtykkelsen. Denne endringen påvirket spenningene og tøyningene i svært liten grad, noe som bekrefter at lasketykkelsen ikke er av betydning for materialoppførselen i forbindelsen.

Kapittel 10

Videre arbeid

Arbeidet med denne oppgaven har besvart mange spørsmål omkring temaet blokkutrivningsbrudd i aluminiumsplater. Det er utført litteraturstudium, laboratorieforsøk og numeriske analyser for å få en innsikt i hvordan slike forbindelser oppfører seg, og hvordan blokkutrivningskapasiteten bør beregnes.

For å få en enda bedre forståelse kan det være nyttig med numeriske modeller som er istand til å beskrive oppførselen av slike forbindelser selv etter at brudd har oppstått. Modeller som dette er kompliserte og krever data fra flere forskjellige materialforsøk. Dette er nødvendig for at programmet skal klare å simulere selve bruddet. Fordelen med slike modeller er at de gir en svært god beskrivelse av forbindelsens oppførsel både før og under brudd.

I det videre arbeidet er det også mulig å produsere kapasitetsformler for blokkutrivningsbrudd som gir en bedre nøyaktighet enn formelverket gitt i Eurocode 9. I denne oppgaven er det presentert alternative kapasitetsformler, hvor en av dem gir svært gode estimater på blokkutrivningskapasiteten. Dessverre gir ikke denne formelen noen garanti for konservative kapasiteter. Utfordringen er derfor å definere et kapasitetsuttrykk som alltid sørger for konservative kapasiteter.

Referanser

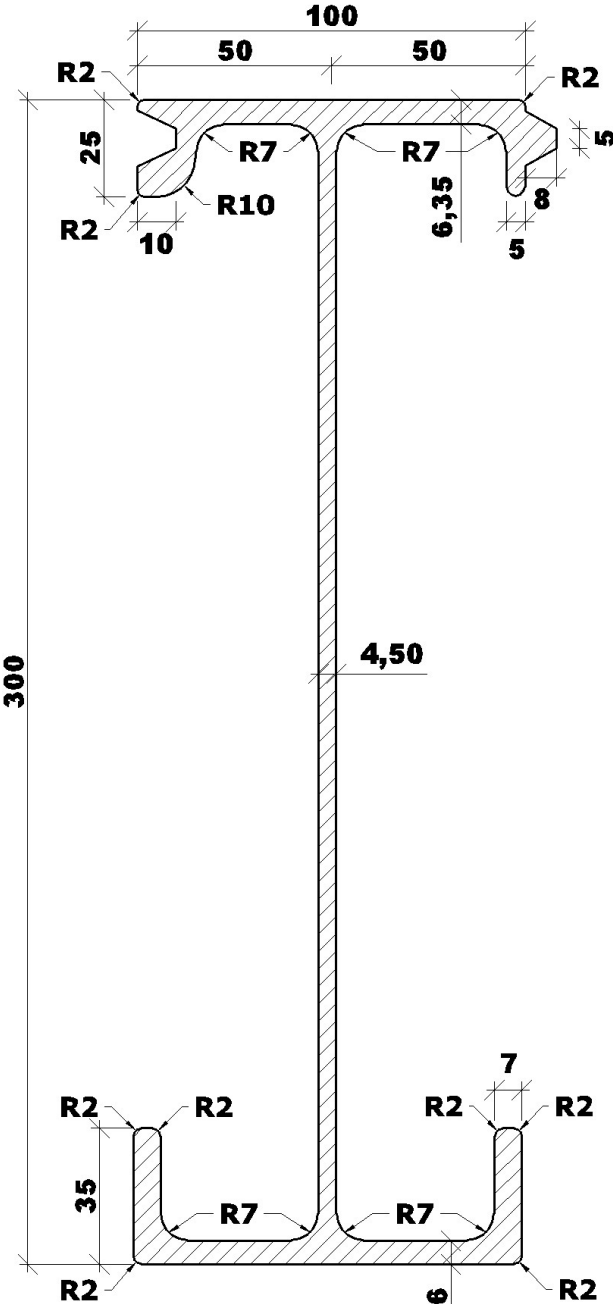
- [1] Standard Norge. Eurokode 9: Prosjektering av aluminiumskonstruksjoner, Del 1-1, Allmenne regler. Norsk standard; NS-EN 1999-1-1:2007+A1:2009+NA:2009.
- [2] Dassault Systèmes Simulia Corp. Abaqus 6.12 Documentation. 2012.
- [3] Ruukki. Aluminium AW 6082 T6 Round. [Internett]. [oppdatert 12.11.2012; sitert 18.03.2013]. Tilgjengelig fra: <http://www.ruukki.com/Products-and-solutions/Stainless-steel-and-aluminium-products/Aluminium-tubes/Aluminium-AW-6082-T6-round>.
- [4] Standard Norge. Eurokode 3: Prosjektering av stålkonstruksjoner, Del 1-8, Knutepunkter og forbindelser. Norsk standard; NS-EN 1993-1-8:2005+NA:2009.
- [5] Teh L.H., Clements D.D.A. Active Shear Planes of Bolted Connections Failing in Block Shear. *J. Struct. Eng.* 2013; 139: 320–327. DOI: 10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0000626.
- [6] Teh L.H., Clements D.D.A. Block Shear Capacity of Bolted Connections in cold-reduced Steel Sheets. *J. Struct. Eng.* 2012; 138(4): 459–467.
- [7] Franchuk C.R., Driver R.G., Grondin G.Y. Experimental Investigation of Block Shear Failure in Coped Steel Beams. *Can. J. Civ. Eng.* 2003; 33(4): 395-408.
- [8] Teh L.H., Gilbert B.P. Net Section Tension Capacity of Bolted Connections in cold-reduced Steel Sheets. *J. Struct. Eng.* 2012; 138(3): 337-344.
- [9] Larsen P.K. Dimensjonering av stålkonstruksjoner. 2.utg. Trondheim: Tapir Akademiske Forlag; 2010.
- [10] Picaro A. Block-shear Type Failure Mechanisms for Aluminium Alloy Bolted Connections: From Testing to Modelling. [Masteroppgave]. Trondheim: Norges teknisk-naturvitenskapelige universitet og University of Naples Federico II; 2003.
- [11] Johansen K.H. Utrivningsbrudd i forbindelser i aluminium. [Masteroppgave]. Trondheim: Norges teknisk-naturvitenskapelige universitet; 2007.
- [12] Hopperstad O.S., Børvik T. Lecture Notes: TKT4135 Mechanics of Materials. Trondheim: Januar 2012.
- [13] SSAB AB. Weldox 700. [Internett]. [oppdatert 20.12.2012; sitert 13.03.2013]. Tilgjengelig fra: http://www.ssab.com/Global/WELDOX/Datasheets/en/107_WELDOX_700_UK_Data%20Sheet.pdf.

[14] The MathWorks inc. Matlab. 2012.

[15] Cook R.D., Malkus D.S., Plesha M.E., Witt R.J. Concepts and Applications of Finite Element Analysis. Fourth Edition. University of Wisconsin - Madison: John Wiley & Sons, Inc.; 2002.

Vedlegg A

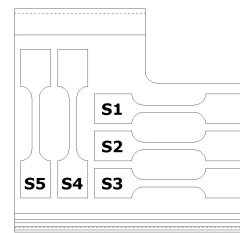
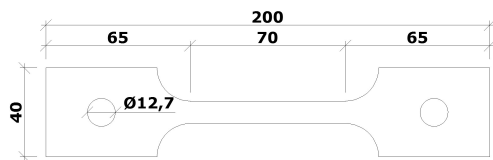
Tverrsnittsdata HDR0115



Vedlegg B

Resultater fra materialforsøk

I dette vedlegget vises resultater fra materialforsøkene i form av spenning-tøyningskurver og beregnede verdier for flytespenninger og bruddspenninger. Flytespenningen (f_0) er beregnet ved 0,2% plastisk tøyning på ingeniørspenningskurven (σ_e), mens bruddspenningen (f_u) er beregnet som maksimal spenning på samme kurve.



Det vises kun resultater for materialforsøk S1-S3 da forsøk S4 og S5 ble mer eller mindre mislykkede og ikke kan gi mer resultater enn det beskrevet i kapittel 4.2.

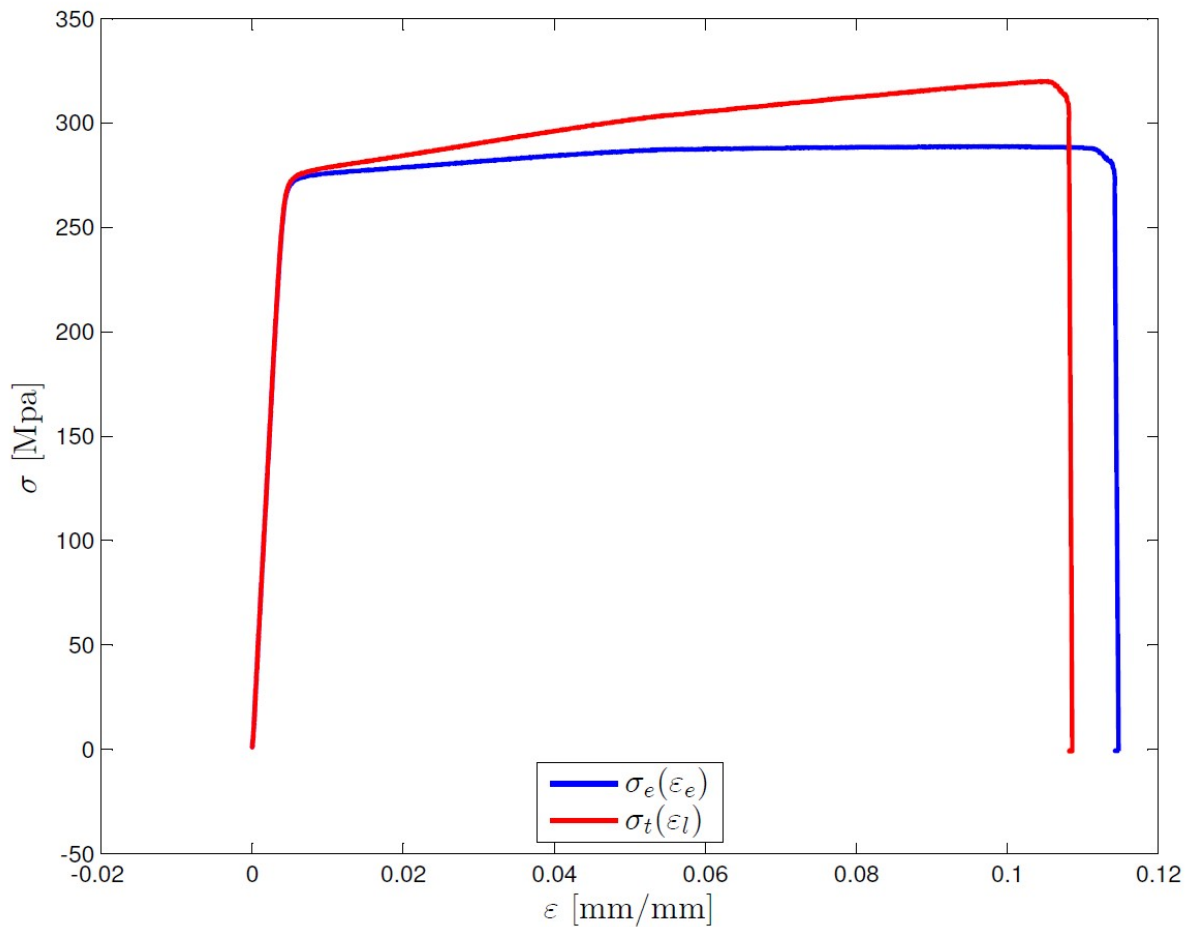
Materialforsøk S1

Spenning-tøyningskurver:

Spenning-tøyningskurvene er beregnet etter følgende formler for ingeniør-spenning/tøyning (σ_e, ϵ_e) og sann-spenning/tøyning (σ_t, ϵ_l).

$$\sigma_e = \frac{F}{A_0}, \epsilon_e = \frac{\Delta L}{L_0}, \sigma_t = \sigma_e(1 + \epsilon_e), \epsilon_l = \ln\left(\frac{L}{L_0}\right)$$

hvor $L_0 = 25\text{mm}$ er lengden mellom "knivene" på ekstensometeret og A_0 er tverrsnittsarealet før forsøket starter.



Geometri og beregnede materialegenskaper:

Forsøk	S1
Tykkelse [mm]	4.290
Bredde [mm]	12.510
Tverrsnittsareal [mm ²]	53.668
f_0 [MPa]	273
f_u [MPa]	289
f_u/f_0	1.06

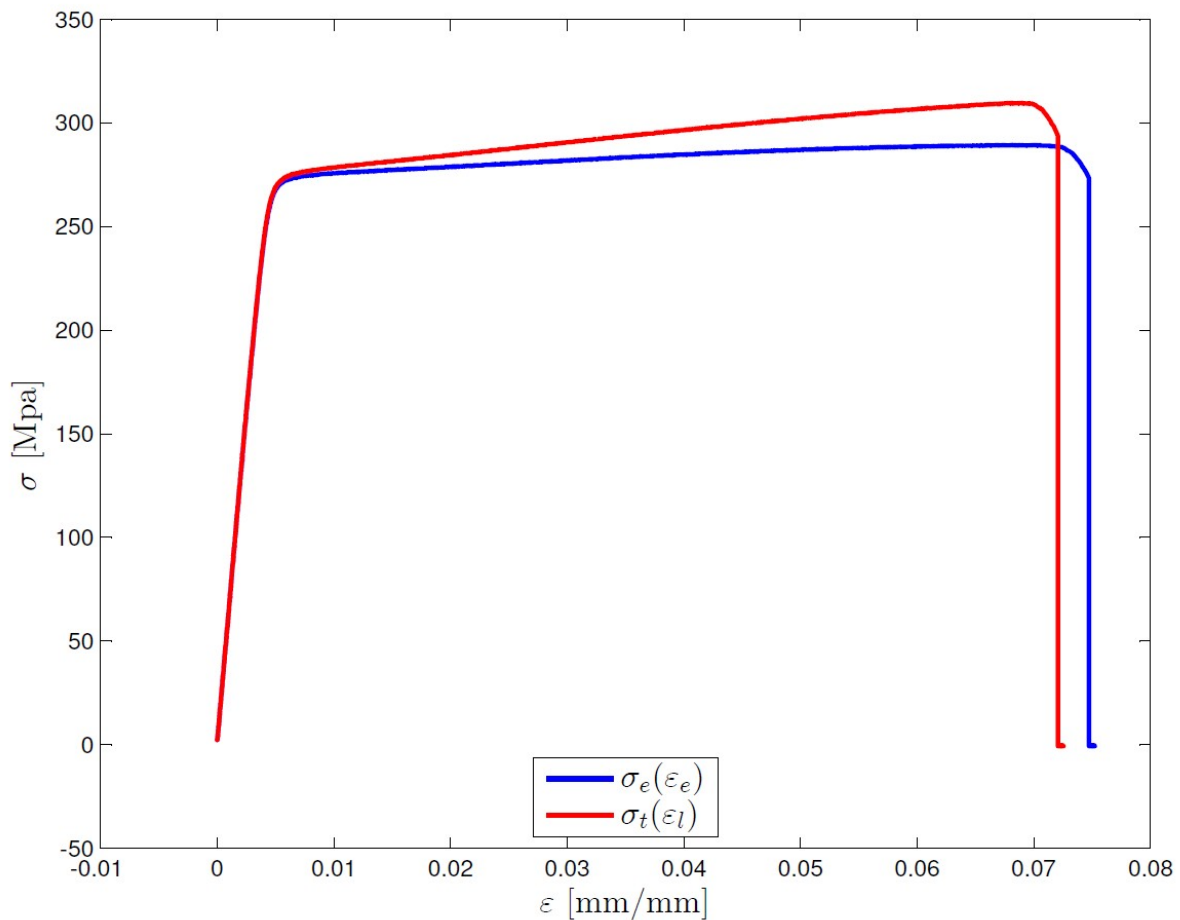
Materialforsøk S2

Spenning-tøyningskurver:

Spenning-tøyningskurvene er beregnet etter følgende formler for ingeniør-spenning/tøyning (σ_e , ϵ_e) og sann-spenning/tøyning (σ_t , ϵ_l).

$$\sigma_e = \frac{F}{A_0}, \quad \epsilon_e = \frac{\Delta L}{L_0}, \quad \sigma_t = \sigma_e(1 + \epsilon_e), \quad \epsilon_l = \ln\left(\frac{L}{L_0}\right)$$

hvor $L_0 = 25\text{mm}$ er lengden mellom "knivene" på ekstensometeret og A_0 er tverrsnittsarealet før forsøket starter.



Geometri og beregnede materialegenskaper:

Forsøk	S2
Tykkelse [mm]	4.265
Bredde [mm]	12.560
Tverrsnittsareal [mm ²]	53.568
f_0 [MPa]	272
f_u [MPa]	289
f_u/f_0	1.06

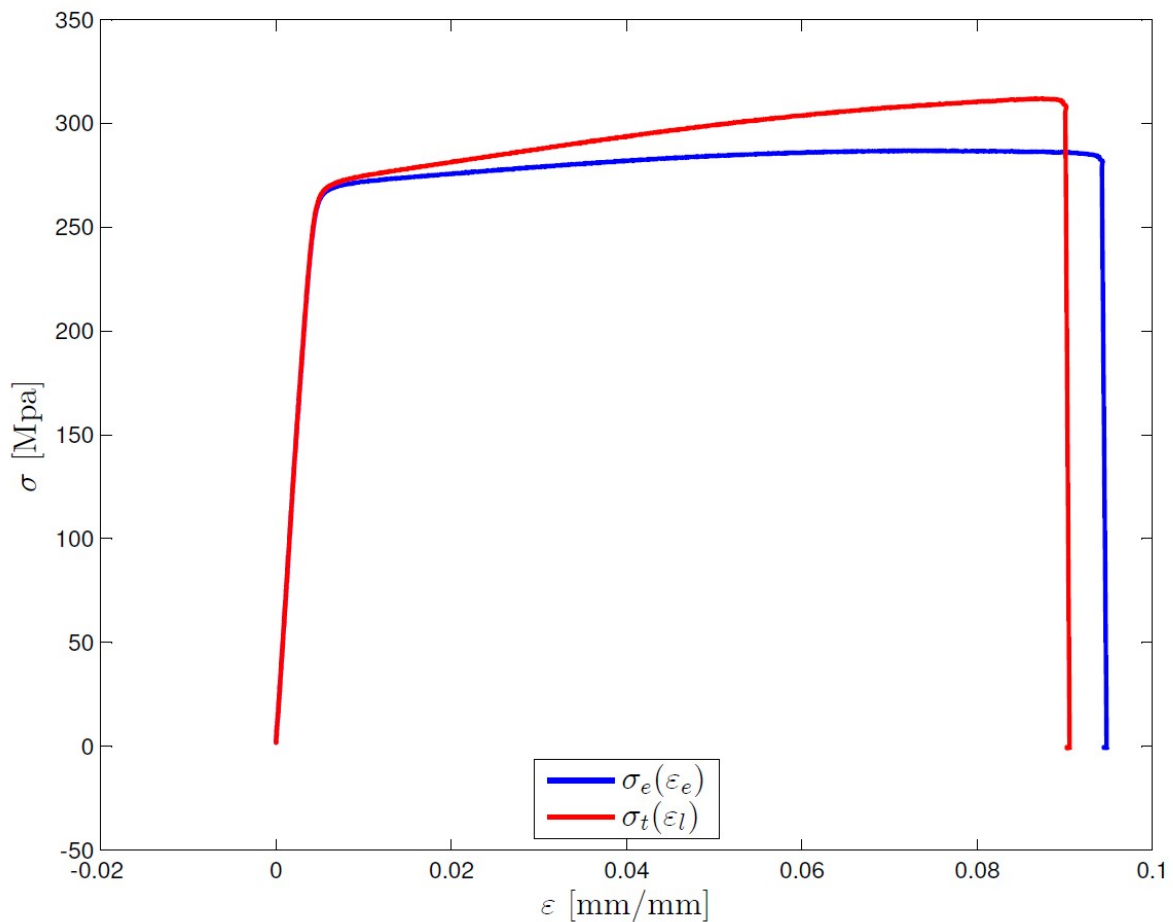
Materialforsøk S3

Spenning-tøyningskurver:

Spenning-tøyningskurvene er beregnet etter følgende formler for ingeniør-spenning/tøyning (σ_e, ϵ_e) og sann-spenning/tøyning (σ_t, ϵ_l).

$$\sigma_e = \frac{F}{A_0}, \epsilon_e = \frac{\Delta L}{L_0}, \sigma_t = \sigma_e(1 + \epsilon_e), \epsilon_l = \ln\left(\frac{L}{L_0}\right)$$

hvor $L_0 = 25\text{mm}$ er lengden mellom "knivene" på ekstensometeret og A_0 er tverrsnittsarealet før forsøket starter.



Geometri og beregnede materialegenskaper:

Forsøk	S2
Tykkelse [mm]	4.286
Bredde [mm]	12.559
Tverrsnittsareal [mm ²]	53.828
f_0 [MPa]	267
f_u [MPa]	287
f_u/f_0	1.08

Vedlegg C

Kapasitetsberegninger for blokkutrivning etter Eurocode 9

Alle kapasitetsberegninger baserer seg på eksakte mål av geometrier utført med mikrometer. Disse målingene er hentet fra kapittel 4, figur 4.7. Som beskrevet i kapittel 4 ble hulldiameteren på samtlige hull målt til 14,85mm.

Materialfastheter fra materialforsøk er benyttet og resultatene fra forsøk S1 og S2 er av størst relevans da disse er tatt ut av den delen av steget hvor forbindelsene befinner seg. Materialfasthetene fra forsøk S1 og S2 er tilnærmet like og materialfastheten fra forsøk S1 benyttet i kapasitetsberegningene.

Forsøk A.1

Kapasitetsformler:

$$\text{Eurocode 9 8.5.2.2 (2)} \quad V_{eff,1,Rd} = \frac{f_u A_{nt}}{\gamma_{M2}} + \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{f_0 A_{nv}}{\gamma_{M1}} \quad \gamma_{M1} = \gamma_{M2} = 1.0$$

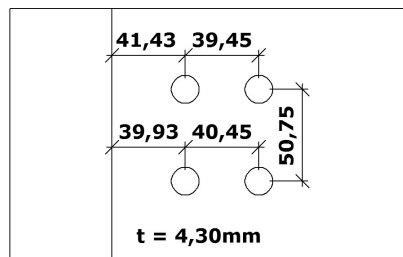
$$\text{Modifisert formel med} \quad V_{br,Rd} = \frac{f_u A_{nt}}{\gamma_{M2}} + \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{f_0 A_{bv}}{\gamma_{M1}} \quad \gamma_{M1} = \gamma_{M2} = 1.0$$

brutto skjærareal (A_{bv})

Materialfastheter:

$$\frac{f_0 [MPa]}{273} \quad \frac{f_u [MPa]}{289}$$

Figurer og dimensjoner:



	Dimensjoner	Beskrivelse
$D [mm]$	14.85	Hulldiameter
$t [mm]$	4.30	Stegtykkelse
$L_{nt} [mm]$	$50.75 - 14.85 = 35.90$	Netto strekksone
$L_{nv} [mm]$	$41.43 + 39.45 + 39.93 + 40.45 - 3(14.85) = 116.71$	Netto skjærsoner
$L_{bv} [mm]$	$41.43 + 39.45 + 39.93 + 40.45 = 161.26$	Brutto skjærsoner
$A_{nt} [mm^2]$	$35.90 \cdot 4.30 = 154.37$	Netto strekkareal
$A_{nv} [mm^2]$	$116.71 \cdot 4.30 = 501.85$	Netto skjærareal
$A_{bv} [mm^2]$	$161.26 \cdot 4.30 = 693.42$	Brutto skjærareal

Kapasiteter:

$$\frac{V_{eff,1,Rd} [kN]}{123.71} \quad \frac{V_{br,Rd} [kN]}{153.91}$$

Forsøk A.2

Kapasitetsformler:

$$\text{Eurocode 9 8.5.2.2 (2)} \quad V_{eff,1,Rd} = \frac{f_u A_{nt}}{\gamma_{M2}} + \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{f_0 A_{nv}}{\gamma_{M1}} \quad \gamma_{M1} = \gamma_{M2} = 1.0$$

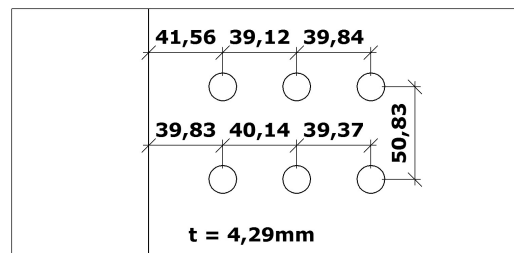
$$\text{Modifisert formel med} \quad V_{br,Rd} = \frac{f_u A_{nt}}{\gamma_{M2}} + \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{f_0 A_{bv}}{\gamma_{M1}} \quad \gamma_{M1} = \gamma_{M2} = 1.0$$

brutto skjærareal (A_{bv})

Materialfastheter:

$$\frac{f_0 [MPa]}{273} \quad \frac{f_u [MPa]}{289}$$

Figurer og dimensjoner:



	Dimensjoner	Beskrivelse
$D [mm]$	14.85	Hulldiameter
$t [mm]$	4.29	Stegtykkelse
$L_{nt} [mm]$	$50.83 - 14.85 = 35.98$	Netto strekksone
$L_{nv} [mm]$	$41.56 + 39.12 + 39.84 + 39.83 + 40.54 + 39.37 - 5(14.85) = 166.01$	Netto skjærsoner
$L_{bv} [mm]$	$41.56 + 39.12 + 39.84 + 39.83 + 40.54 + 39.37 = 240.26$	Brutto skjærsoner
$A_{nt} [mm^2]$	$35.98 \cdot 4.29 = 154.35$	Netto strekkareal
$A_{nv} [mm^2]$	$166.01 \cdot 4.29 = 712.18$	Netto skjærareal
$A_{bv} [mm^2]$	$240.26 \cdot 4.29 = 1030.72$	Brutto skjærareal

Kapasiteter:

$$\frac{V_{eff,1,Rd} [kN]}{156.86} \quad \frac{V_{br,Rd} [kN]}{207.07}$$

Forsøk A.3

Kapasitetsformler:

$$\text{Eurocode 9 8.5.2.2 (2)} \quad V_{eff,1,Rd} = \frac{f_u A_{nt}}{\gamma_{M2}} + \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{f_0 A_{nv}}{\gamma_{M1}} \quad \gamma_{M1} = \gamma_{M2} = 1.0$$

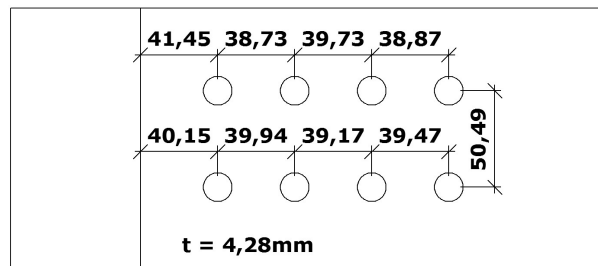
$$\text{Modifisert formel med} \quad V_{br,Rd} = \frac{f_u A_{nt}}{\gamma_{M2}} + \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{f_0 A_{bv}}{\gamma_{M1}} \quad \gamma_{M1} = \gamma_{M2} = 1.0$$

brutto skjærareal (A_{bv})

Materialfastheter:

$$\frac{f_0 [MPa]}{273} \quad \frac{f_u [MPa]}{289}$$

Figurer og dimensjoner:



	Dimensjoner	Beskrivelse
$D [mm]$	14.85	Hulldiameter
$t [mm]$	4.28	Stegtykkelse
$L_{nt} [mm]$	$50.49 - 14.85 = 35.64$	Netto strekksone
$L_{nv} [mm]$	$41.45 + 38.73 + 39.73 + 38.87 + 40.15 + 39.94 + 39.17 + 39.47 - 7(14.85) = 213.56$	Netto skjærsoner
$L_{bv} [mm]$	$41.45 + 38.73 + 39.73 + 38.87 + 40.15 + 39.94 + 39.17 + 39.47 = 317.51$	Brutto skjærsoner
$A_{nt} [mm^2]$	$35.98 \cdot 4.28 = 154.35$	Netto strekkareal
$A_{nv} [mm^2]$	$213.56 \cdot 4.28 = 914.04$	Netto skjærareal
$A_{bv} [mm^2]$	$317.51 \cdot 4.28 = 1358.94$	Brutto skjærareal

Kapasiteter:

$$\frac{V_{eff,1,Rd} [kN]}{188.68} \quad \frac{V_{br,Rd} [kN]}{258.80}$$

Vedlegg D

Kapasitetsberegninger for blokkutrivning ved aktiv skjærsone

Alle kapasitetsberegninger baserer seg på eksakte mål av geometrier utført med mikrometer. Disse målingene er hentet fra kapittel 4, figur 4.7. Som beskrevet i kapittel 4 ble hulldiameteren på samtlige hull målt til 14,85mm.

Materialfastheter fra materialforsøk er benyttet og resultatene fra forsøk S1 og S2 er av størst relevans da disse er tatt ut av den delen av steget hvor forbindelsene befinner seg. Materialfasthetene fra forsøk S1 og S2 er tilnærmet like og materialfastheten fra forsøk S1 benyttet i kapasitetsberegningene.

Forsøk A.1

Kapasitetsformel:

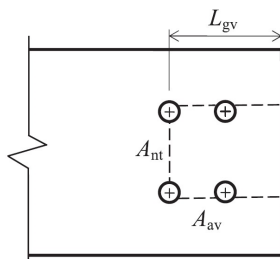
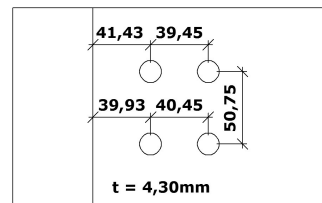
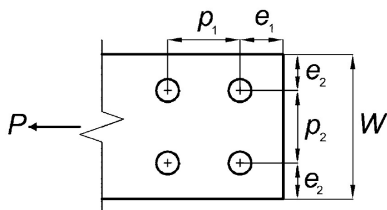
Modifisert formel etter Teh og Clements (6.1)

$$P_p = f_u \sum A_{nt} (0.9 + 0.1 \frac{d}{p_2}) + 0.6 f_0 A_{av}$$

Materialfastheter:

$$\frac{f_0 [MPa]}{273} \quad \frac{f_u [MPa]}{289}$$

Figurer og dimensjoner:



$$L_{av} = L_{gv} - \left(\frac{n_r - 1}{2} + \frac{1}{4} \right) d_h$$

$$\approx L_{gv} - n_r \frac{d_h}{2}$$

$$A_{av} = 2L_{av}t$$

	Dimensjoner	Beskrivelse
$d_h [mm]$	14.85	Hulldiameter
$d [mm]$	14.00	Boltdiameter
$t [mm]$	4.30	Stegtykkelse
$p_2 [mm]$	50.75	Avstand mellom
n_r	2	Antall bolterader
$L_{nt} [mm]$	$50.75 - 14.85 = 35.90$	Netto strekksone
$L_{gv,1} [mm]$	$41.43 + 39.45 = 80.88$	Brutto skjærnsnitt 1
$L_{gv,2} [mm]$	$39.93 + 40.45 = 80.38$	Brutto skjærnsnitt 2
$L_{av,1} [mm]$	$80.88 - (2 \cdot 14.85)/2 = 66.03$	Aktivt skjærnsnitt 1
$L_{av,2} [mm]$	$80.38 - (2 \cdot 14.85)/2 = 65.53$	Aktivt skjærnsnitt 2
$A_{nt} [mm^2]$	$35.90 \cdot 4.30 = 154.37$	Netto strekkareal
$A_{av} [mm^2]$	$(66.03 + 65.53) \cdot 4.30 = 539.91$	Aktivt skjærareal

Kapasitet:

$$\frac{P_p [kN]}{134.04}$$

Forsøk A.2

Kapasitetsformel:

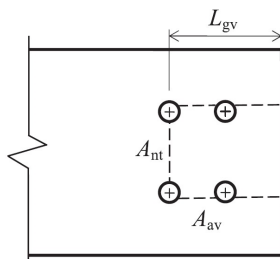
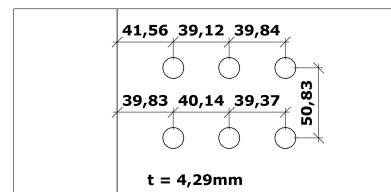
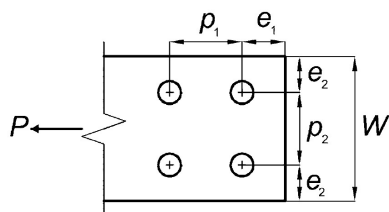
Modifisert formel etter
Teh og Clements (6.1)

$$P_p = f_u \sum A_{nt} (0.9 + 0.1 \frac{d}{p_2}) + 0.6 f_0 A_{av}$$

Materialfastheter:

$$\frac{f_0 [MPa]}{273} \quad \frac{f_u [MPa]}{289}$$

Figurer og dimensjoner:



$$L_{av} = L_{gv} - \left(\frac{n_r - 1}{2} + \frac{1}{4} \right) d_h$$

$$\approx L_{gv} - n_r \frac{d_h}{2}$$

$$A_{av} = 2L_{av}t$$

	Dimensjoner	Beskrivelse
$d_h [mm]$	14.85	Hulldiameter
$d [mm]$	14.00	Boltdiameter
$t [mm]$	4.29	Stegtykkelse
$p_2 [mm]$	50.83	Avstand mellom
n_r	3	Antall bolterader
$L_{nt} [mm]$	$50.83 - 14.85 = 35.98$	Netto strekksone
$L_{gv,1} [mm]$	$41.56 + 39.12 + 39.84 = 120.52$	Brutto skjærnsnitt 1
$L_{gv,2} [mm]$	$39.83 + 40.14 + 39.37 = 119.34$	Brutto skjærnsnitt 2
$L_{av,1} [mm]$	$120.52 - (3 \cdot 14.85)/2 = 98.25$	Aktivt skjærnsnitt 1
$L_{av,2} [mm]$	$119.34 - (3 \cdot 14.85)/2 = 97.07$	Aktivt skjærnsnitt 2
$A_{nt} [mm^2]$	$35.98 \cdot 4.29 = 154.35$	Netto strekkareal
$A_{av} [mm^2]$	$(98.25 + 97.07) \cdot 4.29 = 837.92$	Aktivt skjærareal

Kapasitet:

$$\frac{P_p [kN]}{179.60}$$

Forsøk A.3

Kapasitetsformel:

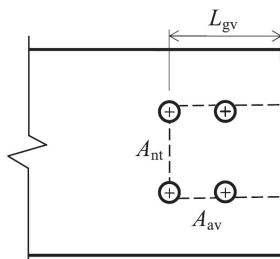
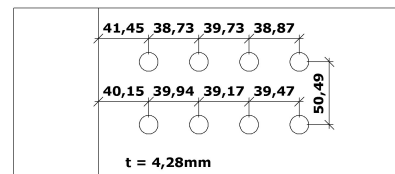
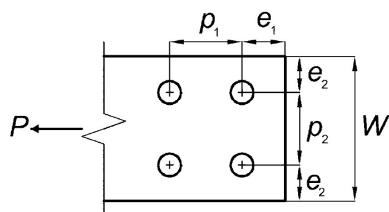
Modifisert formel etter Teh og Clements (6.1)

$$P_p = f_u \sum A_{nt} (0.9 + 0.1 \frac{d}{p_2}) + 0.6 f_0 A_{av}$$

Materialfastheter:

$$\frac{f_0 [MPa]}{273} \quad \frac{f_u [MPa]}{289}$$

Figurer og dimensjoner:



$$L_{av} = L_{gv} - \left(\frac{n_r - 1}{2} + \frac{1}{4} \right) d_h$$

$$\approx L_{gv} - n_r d_h / 2$$

$$A_{av} = 2L_{av}t$$

	Dimensjoner	Beskrivelse
$d_h [mm]$	14.85	Hulldiameter
$d [mm]$	14.00	Boltdiameter
$t [mm]$	4.28	Stegtykkelse
$p_2 [mm]$	50.49	Avstand mellom
n_r	4	Antall bolterader
$L_{nt} [mm]$	$50.49 - 14.85 = 35.64$	Netto strekksone
$L_{gv,1} [mm]$	$41.45 + 38.73 + 39.73 + 38.87 = 158.78$	Brutto skjærnsnitt 1
$L_{gv,2} [mm]$	$40.15 + 39.94 + 39.17 + 39.47 = 158.73$	Brutto skjærnsnitt 2
$L_{av,1} [mm]$	$158.78 - (4 \cdot 14.85) / 2 = 129.08$	Aktivt skjærnsnitt 1
$L_{av,2} [mm]$	$158.73 - (4 \cdot 14.85) / 2 = 129.03$	Aktivt skjærnsnitt 2
$A_{nt} [mm^2]$	$35.64 \cdot 4.28 = 152.54$	Netto strekkareal
$A_{av} [mm^2]$	$(129.08 + 129.03) \cdot 4.28 = 1104.71$	Aktivt skjærareal

Kapasitet:

$$\frac{P_p [kN]}{222.82}$$

Vedlegg E

Beregninger av teoretiske initialstivheter til forbindelser

I dette vedlegget er det vist beregninger for de teoretiske, initielle stivhetene (K_{ini}) til samtlige forbindelser i forsøksserien. Beregningene baserer seg på uttrykk gitt i Eurocode 3 del 1-8 og dimensjoner vist i figur 4.6 og 4.8. De nødvendige uttrykkene for å beregne de teoretiske initialstivhetene til forbindelsene er vist under.

$$K_{ini} = \frac{1}{\sum_{i=1}^3 \frac{1}{k_i E_i}} \text{ hvor } k_1 = 2k_{12, \text{lask}}, k_2 = k_{12, \text{bjelke}} \text{ og } k_3 = 2k_{11}$$

De generelle uttrykkene for koeffisientene k_{11} og k_{12} er gitt som følger,

$$k_{11} = 16n_b d^2 f_{ub} / (E d_{M16}) \quad k_{12} = 24n_b k_b k_t d f_u / E$$

hvor

$$\begin{array}{ll} k_b = k_{b1} & \text{men } k_b \leq k_{b2} \\ k_{b1} = 0.25e_b/d + 0.5 & \text{men } k_{b1} \leq 1.25 \\ k_{b2} = 0.25p_b/d + 0.375 & \text{men } k_{b2} \leq 1.25 \\ k_t = 1.5t_j/d_{M16} & \text{men } k_t \leq 2.5 \end{array}$$

og

n_b	Antall bolterader
d	Boltenes diameter
d_{M16}	Den nominelle diameteren av en M16-bolt (16mm)
f_{ub}	Boltens bruddspenning
f_u	Komponentens bruddspenning
E	Komponentens E-modul
e_b	Avstanden fra ytre bolterad til fri kant i lastretningen
p_b	Avstanden mellom bolterader i lastretningen
t_j	Komponentens platetykkelse

I tabellen under er nødvendige mål og verdier gitt for de aktuelle forbindelsene i forsøksserien. Materialelegenskaper er hentet fra kapittel 4.

Forbindelse	A.1	A.2	A.3
$E_{bjelke} [MPa]$	70000	70000	70000
$E_{lask} [MPa]$	210000	210000	210000
$E_{bolt} [MPa]$	210000	210000	210000
$f_{u,bjelke} [MPa]$	325	325	325
$f_{u,lask} [MPa]$	800	800	800
$f_{ub} [MPa]$	800	800	800
$d [mm]$	14	14	14
$d_{M16} [mm]$	16	16	16
n_b	2	3	4
$e_b [mm]$	40	40	40
$p_b [mm]$	40	40	40
$t_{j,bjelke} [mm]$	4.28	4.29	4.30
$t_{j,lask} [mm]$	12	12	12

Teoretisk initialstivhet til forbindelse A.1

$$K_{ini} = \frac{1}{\sum_{i=1}^3 \frac{1}{k_i E_i}} \text{ hvor } k_1 = 2k_{12,lask}, k_2 = k_{12,bjelke} \text{ og } k_3 = 2k_{11}$$

Beregner først uttrykket k_{11} .

$$k_{11} = 16n_b d^2 f_{ub} / (E_{bolt} d_{M16}) = 16 \cdot 2 \cdot 14^2 \cdot 800 / (210000 \cdot 16) = 1.49$$

Beregner nå uttrykket k_t for både bjelken og laskene.

$$\begin{aligned} k_{t,bjelke} &= 1.5t_{j,bjelke} / d_{M16} = 1.5 \cdot 4.28 / 16 = 0.40 < 2.5 & k_{t,bjelke} &= 0.40 \\ k_{t,lask} &= 1.5t_{j,lask} / d_{M16} = 1.5 \cdot 12 / 16 = 1.13 < 2.5 & k_{t,lask} &= 1.13 \end{aligned}$$

Beregner nå uttrykket k_b som er lik for bjelken og laskene.

$$\begin{aligned} k_{b1} &= 0.25e_b / d + 0.5 = 0.25 \cdot 40 / 14 + 0.5 = 1.21 < 1.25 & k_{b1} &= 1.21 \\ k_{b2} &= 0.25p_b / d + 0.375 = 0.25 \cdot 40 / 14 + 0.375 = 1.09 < 1.25 & k_{b2} &= 1.09 \end{aligned}$$

Dette gir:

$$k_b = k_{b2} = 1.09$$

Beregner nå uttrykkene $k_{12,bjelke}$ og $k_{12,lask}$.

$$k_{12,bjelke} = k_{12} = 24n_b k_b k_{t,bjelke} d f_{u,bjelke} / E_{bjelke} = 24 \cdot 2 \cdot 1.09 \cdot 0.40 \cdot 14 \cdot 325 / 70000 = 1.36$$

$$k_{12,lask} = k_{12} = 24n_b k_b k_{t,lask} d f_{u,lask} / E_{lask} = 24 \cdot 2 \cdot 1.09 \cdot 1.13 \cdot 14 \cdot 800 / 210000 = 3.15$$

Forbindelsens teoretiske initialstivhet kan nå beregnes som:

$$K_{ini} = 1 / \left\{ \frac{1}{2k_{12,lask} E_{lask}} + \frac{1}{k_{12,bjelke} E_{bjelke}} + \frac{1}{2k_{11} E_{bolt}} \right\}$$

$$K_{ini} = 1 / \left\{ \frac{1}{2 \cdot 3.15 \cdot 210000} + \frac{1}{1.36 \cdot 70000} + \frac{1}{2 \cdot 1.49 \cdot 210000} \right\} = 77773 \text{ N/mm} = \underline{\underline{77.77 \text{ kN/mm}}}$$

Verdien av K_{ini} benyttet i oppgaveteksten kan variere da den er beregnet ved hjelp av et program laget i Matlab som inkluderer flere desimaler.

Teoretisk initialstivhet til forbindelse A.2

$$K_{ini} = \frac{1}{\sum_{i=1}^3 \frac{1}{k_i E_i}} \text{ hvor } k_1 = 2k_{12,lask}, k_2 = k_{12,bjelke} \text{ og } k_3 = 2k_{11}$$

Beregner først uttrykket k_{11} .

$$k_{11} = 16n_b d^2 f_{ub} / (E_{bolt} d_{M16}) = 16 \cdot 3 \cdot 14^2 \cdot 800 / (210000 \cdot 16) = 2.24$$

Beregner nå uttrykket k_t for både bjelken og laskene.

$$\begin{aligned} k_{t,bjelke} &= 1.5t_{j,bjelke} / d_{M16} = 1.5 \cdot 4.29 / 16 = 0.40 < 2.5 & k_{t,bjelke} &= 0.40 \\ k_{t,lask} &= 1.5t_{j,lask} / d_{M16} = 1.5 \cdot 12 / 16 = 1.13 < 2.5 & k_{t,lask} &= 1.13 \end{aligned}$$

Beregner nå uttrykket k_b som er lik for bjelken og laskene.

$$\begin{aligned} k_{b1} &= 0.25e_b / d + 0.5 = 0.25 \cdot 40 / 14 + 0.5 = 1.21 < 1.25 & k_{b1} &= 1.21 \\ k_{b2} &= 0.25p_b / d + 0.375 = 0.25 \cdot 40 / 14 + 0.375 = 1.09 < 1.25 & k_{b2} &= 1.09 \end{aligned}$$

Dette gir:

$$k_b = k_{b2} = 1.09$$

Beregner nå uttrykkene $k_{12,bjelke}$ og $k_{12,lask}$.

$$k_{12,bjelke} = k_{12} = 24n_b k_b k_{t,bjelke} d f_{u,bjelke} / E_{bjelke} = 24 \cdot 3 \cdot 1.09 \cdot 0.40 \cdot 14 \cdot 325 / 70000 = 2.04$$

$$k_{12,lask} = k_{12} = 24n_b k_b k_{t,lask} d f_{u,lask} / E_{lask} = 24 \cdot 3 \cdot 1.09 \cdot 1.13 \cdot 14 \cdot 800 / 210000 = 4.73$$

Forbindelsens teoretiske initialstivhet kan nå beregnes som:

$$K_{ini} = 1 / \left\{ \frac{1}{2k_{12,lask} E_{lask}} + \frac{1}{k_{12,bjelke} E_{bjelke}} + \frac{1}{2k_{11} E_{bolt}} \right\}$$
$$K_{ini} = 1 / \left\{ \frac{1}{2 \cdot 4.73 \cdot 210000} + \frac{1}{2.04 \cdot 70000} + \frac{1}{2 \cdot 2.24 \cdot 210000} \right\} = 116698 \text{ N/mm} = \underline{\underline{116.70 \text{ kN/mm}}}$$

Verdien av K_{ini} benyttet i oppgaveteksten kan variere da den er beregnet ved hjelp av et program laget i Matlab som inkluderer flere desimaler.

Teoretisk initialstivhet til forbindelse A.3

$$K_{ini} = \frac{1}{\sum_{i=1}^3 \frac{1}{k_i E_i}} \text{ hvor } k_1 = 2k_{12,lask}, k_2 = k_{12,bjelke} \text{ og } k_3 = 2k_{11}$$

Beregner først uttrykket k_{11} .

$$k_{11} = 16n_b d^2 f_{ub} / (E_{bolt} d_{M16}) = 16 \cdot 4 \cdot 14^2 \cdot 800 / (210000 \cdot 16) = 2.99$$

Beregner nå uttrykket k_t for både bjelken og laskene.

$$\begin{aligned} k_{t,bjelke} &= 1.5t_{j,bjelke} / d_{M16} = 1.5 \cdot 4.30 / 16 = 0.40 < 2.5 & k_{t,bjelke} &= 0.40 \\ k_{t,lask} &= 1.5t_{j,lask} / d_{M16} = 1.5 \cdot 12 / 16 = 1.13 < 2.5 & k_{t,lask} &= 1.13 \end{aligned}$$

Beregner nå uttrykket k_b som er lik for bjelken og laskene.

$$\begin{aligned} k_{b1} &= 0.25e_b / d + 0.5 = 0.25 \cdot 40 / 14 + 0.5 = 1.21 < 1.25 & k_{b1} &= 1.21 \\ k_{b2} &= 0.25p_b / d + 0.375 = 0.25 \cdot 40 / 14 + 0.375 = 1.09 < 1.25 & k_{b2} &= 1.09 \end{aligned}$$

Dette gir:

$$k_b = k_{b2} = 1.09$$

Beregner nå uttrykkene $k_{12,bjelke}$ og $k_{12,lask}$.

$$k_{12,bjelke} = k_{12} = 24n_b k_b k_{t,bjelke} d f_{u,bjelke} / E_{bjelke} = 24 \cdot 4 \cdot 1.09 \cdot 0.40 \cdot 14 \cdot 325 / 70000 = 2.72$$

$$k_{12,lask} = k_{12} = 24n_b k_b k_{t,lask} d f_{u,lask} / E_{lask} = 24 \cdot 4 \cdot 1.09 \cdot 1.13 \cdot 14 \cdot 800 / 210000 = 6.31$$

Forbindelsens teoretiske initialstivhet kan nå beregnes som:

$$K_{ini} = 1 / \left\{ \frac{1}{2k_{12,lask} E_{lask}} + \frac{1}{k_{12,bjelke} E_{bjelke}} + \frac{1}{2k_{11} E_{bolt}} \right\}$$
$$K_{ini} = 1 / \left\{ \frac{1}{2 \cdot 6.31 \cdot 210000} + \frac{1}{2.72 \cdot 70000} + \frac{1}{2 \cdot 2.99 \cdot 210000} \right\} = 155624 \text{ N/mm} = \underline{\underline{155.62 \text{ kN/mm}}}$$

Verdien av K_{ini} benyttet i oppgaveteksten kan variere da den er beregnet ved hjelp av et program laget i Matlab som inkluderer flere desimaler.

Vedlegg F

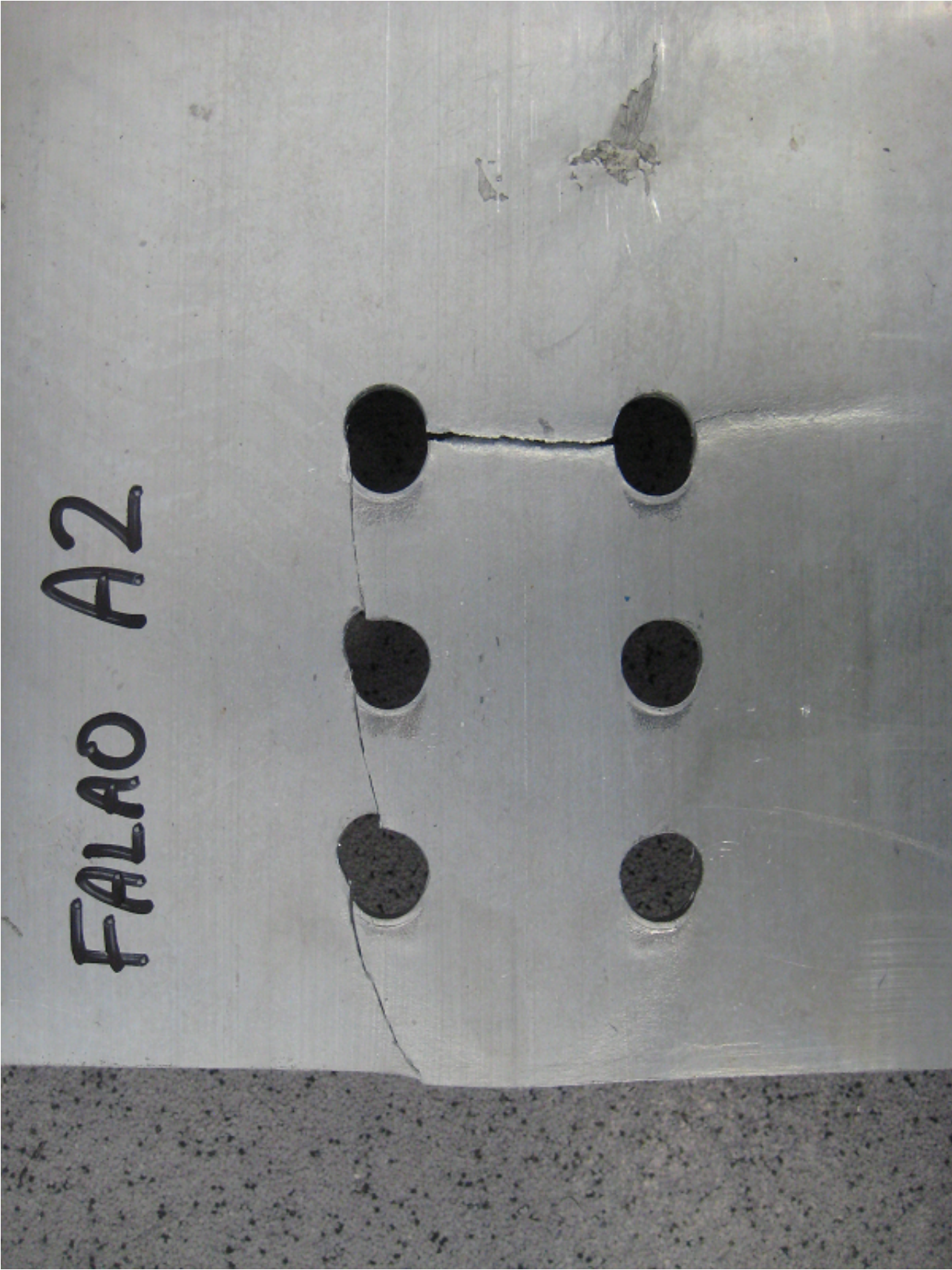
Bilder fra blokkutrivningsforsøk

I dette vedlegget er bilder av bruddformen for samtlige blokkutrivningsforsøk vist i høy oppløsning med den hensikt å lettere kunne se brudd og deformasjoner i prøvestykkene.

Forsøk A.1



Forsøk A.2



Forsøk A.3

