

Forsøk og stivhetsberegninger for hulprofil-endeplateskjøt

Thor-André Knutsen
Torstein Oma

Bygg- og miljøteknikk
Innlevert: juni 2014
Hovedveileder: Arne Aalberg, KT

Norges teknisk-naturvitenskapelige universitet
Institutt for konstruksjonsteknikk



MASTEROPPGAVE 2014

FAGOMRÅDE: Stålkonstruksjoner	DATO: 9. juni 2014	ANTALL SIDER: 140 + 23
----------------------------------	-----------------------	---------------------------

TITTEL:

Forsøk og stivhetsberegninger for hulprofil-endeplateskjøt

Experimental Work and Stiffness Calculations for End-Plate Joints
with hollow sections

UTFØRT AV:

Thor-André Knutsen og Torstein Oma



SAMMENDRAG:

I NS-EN 1993-1-8 er det gitt regler for å beregne kapasitet og stivhet til knutepunkter basert på komponentmetoden. Knutepunktene deles inn i basiskomponenter, hvor den svakeste komponenten avgjør kapasiteten. Stivheten bestemmes ved å kombinere komponentenes oppførsel. Beregningsreglene omfatter i utgangspunktet ikke endeplateskjøt med hulprofil. I denne rapporten er det derfor sett nærmere på denne type knutepunkt, hvor stivhet er spesielt vektlagt. Reglene i NS-EN 1993-1-8 gjelder kun stålfastheter opp til S460, derfor er det i tillegg sett nærmere på bruk av høyfast stål i endeplatene, og hvilke konsekvenser det har for beregningene og oppførselen til forbindelsene.

Et forhåndsstudie ble utført i elementmetodeprogrammet *Abaqus CAE* for å kartlegge effekten ulike parametre har på forbindelsens oppførsel. Det ble sett spesielt på boltetilstramming og skjevheter (platekrumning) forårsaket av sveising. Her ble det funnet at en kombinasjon av initiell krumning i endeplatene og forspenning i boltene kunne utgjøre en tilnærmet dobling av initiell stivhet.

Det ble gjennomført laboratorieforsøk for to knutepunksgeometrier, hver med endeplater utført i både vanlig konstruksjonsstål (S355) og høyfast stål (Weldox 700). Forsøkene ble etterregnet i *Abaqus CAE*, hvor krumninger i endeplatene og tiltrekkingsmoment i boltene ble inkludert. De numeriske simuleringene ble sammenlignet med laboratorieforsøkene og håndberegninger etter eurokoden.

Sammenligningen viser at simuleringene underestimerer initiell stivhet fra laboratorieforsøkene med en betydelig margin. Den øvrige responsen i simuleringene er i god overensstemmelse med laboratorieforsøkene. Det kan tyde på at den initielle stivheten i forsøkene vanskelig lar seg gjenskape i en simulering. På lik linje med simuleringene underestimerer også eurokodeformlene den initielle stivheten fra laboratorieforsøkene. Den initielle stivheten påvirkes trolig av mange faktorer, og er derfor meget uforutsigbar. En kan trolig aldri forvente å treffe riktig initiell stivhet ved bruk av standardens regler.

Kapasitetsberegning gir konservative resultater både for forbindelsene med vanlig konstruksjonsstål og høyfast stål. En reduksjonsfaktor kan vurderes for høyfast stål dersom en vil oppnå samme utnyttelsesgrad for begge stålfasthetene.

FAGLÆRER: Førsteamanuensis Arne Aalberg

UTFØRT VED: Institutt for konstruksjonsteknikk, NTNU



MASTEROPPGAVE 2014

Thor-André Knutsen og Torstein Oma

Forsøk og stivhetsberegninger for hulprofil-endeplateskjøt

Experimental work and stiffness calculations for end-plate joints with
hollow sections

Bakgrunn

I knutepunktsstandarden NS-EN 1993 del 1.8, «Dimensjonering av knutepunkter», er det gitt omfattende beregningsanvisninger for sammenføyninger av komponenter i stålrammer og fagverk. Reglene dekker grunnleggende forbindelselementer som skruer, sveiser og plater, og komplette knutepunktsgeometrier. Hovedsakelig dekker reglene stålelementer med I-tverrsnittsform, for de vanlige knutepunkter vi benytter i stålrammer. Anvisningene i standarden dekker både kapasitetsberegning og stivhetsberegning. Standarden benytter en komponentmetode, hvor knutepunkter modelleres som en samling enkle basiskomponenter med kjent oppførsel. For boltede hulprofilknutepunkter gir standarden lite spesifikk anvisning.

Stivhet og kapasitet til bjelke-søyle-forbindelser og søyleføtter er behandlet i en rekke studentarbeider ved Institutt for konstruksjonsteknikk i de senere årene. Bakgrunnen for reglene i standarden er gjennomgått, og det er foretatt laboratorieforsøk og numeriske simuleringer for flere knutepunktsgeometrier med sikte på å undersøke og verifisere bestemmelsene i standarden. I en fortsettelse av disse arbeidene ønsker vi nå å se mer inngående på hulprofiler med endeplateforbindelser, og med stålfastheter som omfatter høyfast stål. Det skal sees spesielt på hvordan plateskjevheter forårsaket av sveising og boltetilstramming påvirker last-forskyvningskurven ved starten av pålastingen. Det skal også sees nærmere på bruk av høyfast stål for endeplatene, og hvilke konsekvenser dette har for beregningene og oppførselen til forbindelsene.

Gjennomføring

Oppgaven kan gjennomføres med følgende elementer:

- Kort redegjørelse for beregningsregler for knutepunkter. Gjennomgang av bakgrunn og regler for flytelinjeteori for tverrbelastede plater. Diskusjon av effekter av bruk av høyfast stål i konstruksjoner og knutepunkter.
- Utvelgelse og dimensjonering av prøvestykker for endeplateforbindelser i høyfast stål, for produksjon i verkstedet.
- Nøyaktig oppmåling og registrering av geometrien til produserte knutepunkter, spesielt med tanke på skjevheter forårsaket av varmpåvirkning fra sveising.
- Gjennomføring av materialforsøk og komponentforsøk i laboratoriet, rapportering av forsøk og resultater.
- Se spesielt på forspenning av forbindelsene, og effekten av krummede plater som klemmes sammen av bolteforspenningen, og hvordan dette påvirker last-forskyvningskurven ved starten av pålastingen.
- Etterregning med analytisk modeller og med elementmetodeprogram.
- Forslag til endring i dagens regler eller forslag til nye beregningsmodeller, evt nye stivhetsmodeller.

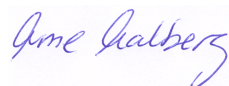
Kandidatene kan i samråd med faglærer velge å konsentrere seg om enkelte av punktene i oppgaven, eller justere disse.

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 2014.

Trondheim 14. januar 2014



Arne Aalberg

Førsteamanuensis, Faglærer

Forord

Denne rapporten er en masteroppgave utarbeidet ved Institutt for konstruksjonsteknikk ved Norges teknisk-naturvitenskapelige universitet (NTNU) våren 2014. Masteroppgaven utgjør 20 ukers arbeid, tilsvarende 30 studiepoeng.

Rapporten omhandler initiell stivhet og kapasitet til strekkbelastede endeplateforbindelser med rektangulære hulprofiler, og er en videreføring av tidligere studentarbeider ved Institutt for konstruksjonsteknikk. Det er spesielt vektlagt hvordan initielle deformasjoner av endeplaten fra sveiseprosessen påvirker oppførselen til endeplateforbindelsen. Det er gjennomført laboratorieforsøk, håndberegninger etter NS-EN 1993-1-8 og numeriske analyser i elementmetodeprogrammet *Abaqus CAE*.

Vi ønsker å rette en stor tak til vår veileder førsteamanuensis Arne Aalberg ved Institutt for konstruksjonsteknikk for god faglig støtte gjennom arbeidet. Vi ønsker også å takke overingeniør Paal Brokka Rike, ingeniør Per Øystein Nordtug og overingeniør Trond Auestad for deres hjelp med forberedelse og utførelse av laboratorieforsøkene.

Trondheim 9. juni 2014



Thor-André Knutsen



Torstein Oma

Sammendrag

I NS-EN 1993-1-8 er det gitt regler for å beregne kapasitet og stivhet til knutepunkter basert på komponentmetoden. Knutepunktene deles inn i basiskomponenter, hvor den svakeste komponenten avgjør kapasiteten. Stivheten bestemmes ved å kombinere komponentenes oppførsel. Beregningsreglene omfatter i utgangspunktet ikke endeplateskjøt med hulprofil. I denne rapporten er det derfor sett nærmere på denne type knutepunkt, hvor stivhet er spesielt vektlagt. Reglene i NS-EN 1993-1-8 gjelder kun stålfastheter opp til S460, derfor er det i tillegg sett nærmere på bruk av høyfast stål i endeplatene, og hvilke konsekvenser det har for beregningene og oppførselen til forbindelsene.

Et forhåndsstudie ble utført i elementmetodeprogrammet *Abaqus CAE* for å kartlegge effekten ulike parametre har på forbindelsens oppførsel. Det ble sett spesielt på boltetilstramming og skjevheter (platekrumning) forårsaket av sveising. Her ble det funnet at en kombinasjon av initiell krumning i endeplatene og forspenning i boltene kunne utgjøre en tilnærmet dobling av initiell stivhet.

Det ble gjennomført laboratorieforsøk for to knutepunksgeometrier, hver med endeplater utført i både vanlig konstruksjonsstål (S355) og høyfast stål (Weldox 700). Forsøkene ble etterregnet i *Abaqus CAE*, hvor krumninger i endeplatene og tiltrekkingsmoment i boltene ble inkludert. De numeriske simuleringene ble sammenlignet med laboratorieforskene og håndberegninger etter eurokoden.

Sammenligningen viser at simuleringene underestimerer initiell stivhet fra laboratorieforskene med en betydelig margin. Den øvrige responsen i simuleringene er i god overensstemmelse med laboratorieforskene. Det kan tyde på at den initielle stivheten i forsøkene vanskelig lar seg gjenskape i en simulering. På lik linje med simuleringene underestimerer også eurokodeformlene den initielle stivheten fra laboratorieforskene. Den initielle stivheten påvirkes trolig av mange faktorer, og er derfor meget uforutsigbar. En kan trolig aldri forvente å treffe riktig initiell stivhet ved bruk av standardens regler.

Kapasitetsberegning gir konservative resultater både for forbindelsene med vanlig konstruksjonsstål og høyfast stål. En reduksjonsfaktor kan vurderes for høyfast stål dersom en vil oppnå samme utnyttelsesgrad for begge stålfasthetene.

Abstract

EN 1993-1-8 presents rules for the calculation of the capacity and stiffness of joints based on the component method. Here the joint is separated into individual components, where the weakest component determines the capacity. The stiffness is found by combining the properties of these individual components. These rules are not directly applicable for end-plate connections with rectangular hollow sections. This paper therefore focuses on this specific type of connection. The rules in EN 1993-1-8 only applies for steel grades below S460, therefore the use of high strength steel in the end-plates is examined, and how it affects the calculations and the overall behavior of the joint.

A parameter study was performed in the finite element program *Abaqus CAE* to identify the effects of various parameters on the connections behavior. With special emphases on the curvatures in the plates caused by the welding, and the pre-tensioning of the bolts. It was found that the combination of initial curvature on the end-plates and pre-tensioning of the bolts yielded a doubling of initial stiffness.

Laboratory tests were conducted for two different joint geometries, each with end-plates made in both regular structural steel (S355) and high strength steel (Weldox 700). Numerical analyses of the experiments were conducted in *Abaqus CAE*, where the curvature in the end-plates and the pre-tensioning of the bolts were included. The numerical simulations were compared with experimental results and hand calculations from the Eurocode.

Comparisons shows that the numerical simulations underestimates the initial stiffness in the experimental results with a considerable margin. The rest of the response in the simulations are in good agreement with experimental results. This suggests that the initial stiffness of the experiments is difficult to replicate in a simulation. As with the simulations, the Eurocode formulas also underestimates the initial stiffness from the experiments. The initial stiffness is probably influenced by many factors and is therefore very unpredictable. One can probably never expect to get the correct initial stiffness using Eurocode formulas.

The capacity calculations from the Eurocode yields conservative results for both the connections with regular structural steel and high strength steel. A reduction factor may be considered for high strength steels to obtain the same utilization for both steel grades.

Innhold

1	Innledning	1
2	Beregningsgrunnlag	3
2.1	Flytelinjeteori for tverrbelastede plater	3
2.1.1	Bakgrunn	3
2.1.2	Kinematiske mekanismer	3
2.1.3	Kapasitet	4
2.1.4	Flytekriterium	5
2.2	Beregningsregler for knutepunkter	7
2.2.1	Komponentmetoden	7
2.2.2	Kapasitet til ekvivalent T-stykke	7
2.2.3	Stivhet til ekvivalent T-stykke	12
2.3	Spenning og tøyning	14
2.3.1	Tradisjonell spenning-tøyningskurve	14
2.3.2	Sann spenning-tøyningskurve	15
2.4	Høyfast stål	17
2.4.1	Mekaniske egenskaper	17
2.4.2	Dagens regelverk	18
2.4.3	Bruk av høyfast stål	19
2.5	ARAMIS Systemet	20
2.5.1	Generelt om ARAMIS	20
2.5.2	Måleprosedyre i ARAMIS	20
3	Modellering i Abaqus CAE	23
3.1	Basismodell	23
3.1.1	Grensebetingelser og symmetri	23
3.1.2	Elementvalg	25
3.1.3	Elementinndeling	26
3.1.4	Interaksjoner og betingelser	26
3.1.5	Materialmodell	26
3.2	Krum endeplate	28
3.3	Forspenning av bolter	30
4	Parameterstudie	31
4.1	Krum endeplate	31
4.2	Friksjon	35
4.3	Forspenning i bolt	38
4.4	Bolteplassering	39
4.5	Forbindelse HUP-endeplate	41
5	Håndberegninger etter Eurokoden	43
5.1	Prøvestykke A1	43
5.1.1	Kapasitet:	43
5.1.2	Stivhet	44

5.2	Prøvestykke A2	44
5.2.1	Kapasitet:	44
5.2.2	Stivhet	45
5.3	Prøvestykke B1	45
5.3.1	Kapasitet:	45
5.3.2	Stivhet	45
5.4	Prøvestykke B2	46
5.4.1	Kapasitet:	46
5.4.2	Stivhet	46
5.5	Kapasitet og stivhet for alle prøvestykker	47
6	Laboratorieforsøk	49
6.1	Strekkforsøk av materialprøver	50
6.1.1	Oppsett og utførelse	50
6.2	Strekkforsøk av endeplateskjøt med hulprofiler	52
6.2.1	Geometri	52
6.2.2	Oppsett og utførelse	53
6.3	Postprosessering av rådata i <i>ARAMIS</i>	60
7	Resultater fra laboratorieforsøk	63
7.1	Materialprøve, S355	63
7.2	Materialprøve, Weldom 700 [Data fra Lauknes]	65
7.3	Prøve A1	67
7.3.1	Trinn I: 80 Nm forspenning, pålasting to ganger à 50 kN	67
7.3.2	Trinn II: 120 Nm forspenning, pålasting to ganger à 50 kN	67
7.3.3	Trinn III: 120 Nm forspenning, kjørt til brudd	68
7.4	Prøve A2	70
7.4.1	Trinn I: 80 Nm forspenning, pålasting to ganger à 50 kN	70
7.4.2	Trinn II: 120 Nm forspenning, pålasting to ganger à 50 kN	70
7.4.3	Trinn III: 120 Nm forspenning, kjørt til brudd	71
7.5	Prøve B1	73
7.5.1	Trinn I: 80 Nm forspenning, pålasting to ganger à 50 kN	73
7.5.2	Trinn II: 120 Nm forspenning, pålasting to ganger à 50 kN	73
7.5.3	Trinn III: 120 Nm forspenning, kjørt til brudd	74
7.6	Prøve B2	76
7.6.1	Trinn I: 80 Nm forspenning, pålasting to ganger à 50 kN	76
7.6.2	Trinn II: 120 Nm forspenning, pålasting to ganger à 50 kN	76
7.6.3	Trinn III: 120 Nm forspenning, kjørt til brudd	77
7.7	Oppsummering av resultater	79
8	Numerisk analyse	81
8.1	Materialmodeller	81
8.1.1	Endeplater	81
8.1.2	Bolter	82
8.1.3	Hulprofil	83
8.1.4	Sveis	84
8.1.5	Oppsummering materialmodeller	85

8.2	Inndata	86
8.3	Kalibrering av numerisk modell	87
8.3.1	Betydningen av ulike referansepunkt	89
8.4	Resultater	90
8.4.1	Prøve A1	93
8.4.2	Prøve A2	97
8.4.3	Prøve B1	101
8.4.4	Prøve B2	105
8.5	Oppsummering av resultater	109
9	Sammenligning av resultater	111
9.1	Prøve A1	112
9.2	Prøve A2	114
9.3	Prøve B1	116
9.4	Prøve B2	118
9.5	Oppsummering resultater	120
9.5.1	Stivhet	120
9.5.2	Kapasitet	121
9.6	Verifisering mot tidligere forsøk	124
10	Diskusjon	127
10.1	Kontaktkrefter mellom endeplatene	128
10.2	Begrensninger med valgt element	130
10.3	Forenklinger innført i simulering	132
10.4	Initiell stivhet fra eurokode og forsøk	134
10.5	Initiell stivhet fra eurokode og simulering	136
11	Konklusjon	137
	Referanser	139
A	Måledata prøvestykker	141
A.1	Prøve A1: S355 180×100×8 mm	141
A.1.1	Avstander før forsøk	141
A.1.2	Tykkelser før forsøk	142
A.1.3	Krumning og kant-glipe før forsøk	143
A.2	Prøve A2: Weldom 700 180×100×8 mm	144
A.2.1	Avstander før forsøk	144
A.2.2	Tykkelser før forsøk	145
A.2.3	Krumning og kant-glipe før forsøk	146
A.3	Prøve B1: S355 220×100×8 mm	147
A.3.1	Avstander før forsøk	147
A.3.2	Tykkelser før forsøk	148
A.3.3	Krumning og kant-glipe før forsøk	149
A.4	Prøve B2: Weldom 700 220×100×8 mm	150
A.4.1	Avstander før forsøk	150

A.4.2	Tykkelser før forsøk	151
A.4.3	Krumning og kant-glipe før forsøk	152
A.5	Materialprøver for S355	153
A.5.1	Prøve 1	153
A.5.2	Prøve 2	153
B	Håndberegninger etter Eurokoden	155
B.1	Bolter	155
B.2	Prøvestykke A1	156
B.2.1	Parametre:	156
B.2.2	Kapasitet:	156
B.2.3	Stivhet	157
B.3	Prøvestykke A2	158
B.3.1	Kapasitet	158
B.3.2	Stivhet	159
B.4	Prøvestykke B1	160
B.4.1	Parametre:	160
B.4.2	Kapasitet:	160
B.4.3	Stivhet	161
B.5	Prøvestykke B2	162
B.5.1	Kapasitet	162
B.5.2	Stivhet	163

Figurer

2.1	Flytelinje ved virtuell forskyvning Δ i punkt O	4
2.2	Flytekriterium for tverrbelastede plater	6
2.3	Ekvivalent T-stykke i strekk	8
2.4	Bruddmode 1 for ekvivalent T-stykke	8
2.5	Bruddmode 2 for ekvivalent T-stykke	9
2.6	Bruddmode 3 for ekvivalent T-stykke	9
2.7	Illustrasjon effektiv lengde, l_{eff}	10
2.8	Bruddmønster for flytelinjer	10
2.9	Definisjoner på geometriske og effektive lengder	11
2.10	Statisk modell for utledning av fjærstivheter i T-stykke	12
2.11	Stivhetsmodell til to boltede T-Stykker	13
2.12	Illustrasjon strekktest	14
2.13	Arbeidskurve for konstruksjonsstål med tilhørende definisjoner	15
2.14	Arbeidskurve med sanne og ingeniør verdier	16
2.15	Illustrasjon spenning-tøyningskurve for høyfast stål og konstruksjonsstål	18
2.16	Spraymaling med prikkemønster	20
2.17	15×15 overflater, med 2 piksel overlapp	21
3.1	Geometri til basismodell for parameterstudie, mål i mm	23
3.2	Geometri til modellert bolt i Abaqus, mål i mm	24
3.3	Basismodell i Abaqus CAE med grensebetingelser	24
3.4	Illustrasjon av elementer i Abaqus	25
3.5	Elementinndeling	26
3.6	Plastisk materialmodell for parameterstudiet	27
3.7	Illustrasjon krumme endeplater, med glipestørrelse på Δ	28
3.8	Grensebetingelser ved krumming av endeplate	28
3.9	Illustrasjon av analyseprosedyre for analyse II	29
3.10	Forspenning av bolt med funksjonen <i>Bolt Load</i>	30
4.1	Kraft-forskyvningskurve for ulike glipestørrelser (Δ) for S355	32
4.2	Kraft-forskyvningskurve for ulike glipestørrelser (Δ) for Weldox 700	32
4.3	von Mises spenningsfordeling i endeplate	33
4.4	Kraft-forskyvningskurve med variabel μ_1 og $\mu_2 = 0,01$	35
4.5	Kraft-forskyvningskurve med $\mu_1 = 0.5$ og variabel μ_2	36
4.6	Friksjon mot stivt plan	36
4.7	Kraft-forskyvningskurve for ulik forspenning av boltene	39
4.8	Ulik plassering av bolt, $\pm 0,5$ mm fra senter hull til senter bolt	39
4.9	Kraft-forskyvningskurve for ulike plasseringer av bolt	40
4.10	Sveiseforbindelse mellom hulprofil-endeplate	41
4.11	Kraft-forskyvningskurve for HUP med og uten fastlåsing til endeplate	41
6.1	Nominell geometri strekkprøver, mål i mm	50
6.2	Testoppsett - materialprøver	51
6.3	Materialprøve etter brudd	51

6.4	Nominell geometri endeplater, mål i mm	52
6.5	Geometri sammensatt skjøt, mål i mm	53
6.6	Skisse av oppsettet for 3D-målingen med <i>ARAMIS</i>	53
6.7	Prøvestykke A1 preparert med hvit grunning og spraylakkert med svart	54
6.8	Prøvestykke B1 med krumning før tiltrekking av bolter	54
6.9	Prøvestykke A1 før og etter forsøk	55
6.10	Prøvestykke A1 ved synlig glippe	56
6.11	Brudd i sveis på prøvestykke A1	56
6.12	Prøvestykke A2 ved synlig glippe	57
6.13	Brudd i sveis på prøvestykke A2	57
6.14	Prøvestykke B1 ved synlig glippe	58
6.15	Sprekkdannelse ved sveis på prøvestykke B1	58
6.16	Prøvestykke B2 ved synlig glippe	59
6.17	Brudd i sveis på prøvestykke B2	59
6.18	Egetdefinert område (<i>facet</i>) og startpunkter for behandling av data	60
6.19	Transformerings av koordinatsystem i <i>ARAMIS</i>	61
6.20	Forskjell mellom forskyvning målt mellom endeplate og hulprofil	62
7.1	Spennings-tøyningskurver for materialprøve 1 og 2 for S355	63
7.2	Identifisering av flytespenning, S355	64
7.3	Arbeidskurver for lengde- og tverretning for Wieldox 700	65
7.4	Identifisering av flytespenning, Wieldox 700	66
7.5	Kraft-forskyvningskurve fra forsøk for prøvestykke A1, Trinn I	67
7.6	Kraft-forskyvningskurve fra forsøk for prøvestykke A1, Trinn II	67
7.7	Kraft-forskyvningskurve fra forsøk for prøvestykke A1, Trinn III	68
7.8	Prøvestykke A1	69
7.9	Kraft-forskyvningskurve fra forsøk for prøvestykke A2, Trinn I	70
7.10	Kraft-forskyvningskurve fra forsøk for prøvestykke A2, Trinn II	70
7.11	Kraft-forskyvningskurve fra forsøk for prøvestykke A2, Trinn III	71
7.12	Prøvestykke A2	72
7.13	Kraft-forskyvningskurve fra forsøk for prøvestykke B1, Trinn I	73
7.14	Kraft-forskyvningskurve fra forsøk for prøvestykke B1, Trinn II	73
7.15	Kraft-forskyvningskurve fra forsøk for prøvestykke B1, Trinn III	74
7.16	Prøvestykke B1	75
7.17	Kraft-forskyvningskurve fra forsøk for prøvestykke B2, Trinn I	76
7.18	Kraft-forskyvningskurve fra forsøk for prøvestykke B2, Trinn II	76
7.19	Kraft-forskyvningskurve fra forsøk for prøvestykke B2, Trinn III	77
7.20	Prøvestykke B2	78
8.1	Plastisk materialmodell for Wieldox 700	82
8.2	Plastisk materialmodell for S355	83
8.3	Plastisk materialmodell for hulprofilet	84
8.4	Plastisk materialmodell for samtlige komponenter	85
8.5	Geometri inndata numeriske analyser, mål i mm	86
8.6	Kraft-forskyvningskurve for kalibrering av modell	87
8.7	Referansepunkt for forskyvninger	89
8.8	Forskjell på referansepunkt	89

8.9	Målepunkt for forskyvning	90
8.10	Symmetriutnyttelse	90
8.11	Kraft-forskyvningskurve for Prøve A1 - Krum med forspenning	93
8.12	Prøve A1 - von Mises spenningsplott	94
8.13	Prøve A1 - Spenningsplott hulprofil	94
8.14	Prøve A1 - Spenningsplott for sveis og bolt	95
8.15	Prøve A1 - Spenningsplott for endeplate - ISO	95
8.16	Kraft-forskyvningskurve for Prøve A1 - Initiell stivhet	96
8.17	Prøve A1 - Spenningsplott for endeplate $w = 0$	96
8.18	Kraft-forskyvningskurve for Prøve A2 - Krum med forspenning	97
8.19	Prøve A2 - von Mises spenningsplott	98
8.20	Prøve A2 - Spenningsplott hulprofil	98
8.21	Prøve A2 - Spenningsplott for sveis og bolt	99
8.22	Prøve A2 - Spenningsplott for endeplate - ISO	99
8.23	Kraft-forskyvningskurve for Prøve A2 - Initiell stivhet	100
8.24	Prøve A2 - Spenningsplott for endeplate $w = 0$	100
8.25	Kraft-forskyvningskurve for Prøve B1 - Krum med forspenning	101
8.26	Prøve B1 - von Mises spenningsplott	102
8.27	Prøve B1 - Spenningsplott hulprofil	102
8.28	Prøve B1 - Spenningsplott for sveis og bolt	103
8.29	Prøve B1 - Spenningsplott for endeplate - ISO	103
8.30	Kraft-forskyvningskurve for Prøve B1 - Initiell stivhet	104
8.31	Prøve B1 - Spenningsplott for endeplate $w = 0$	104
8.32	Kraft-forskyvningskurve for Prøve B2 - Krum med forspenning	105
8.33	Prøve B2 - von Mises spenningsplott	106
8.34	Prøve B2 - Spenningsplott hulprofil	106
8.35	Prøve B2 - Spenningsplott for sveis og bolt	107
8.36	Prøve B2 - Spenningsplott for endeplate - ISO	107
8.37	Kraft-forskyvningskurve for Prøve B2 - Initiell stivhet	108
8.38	Prøve B2 - Spenningsplott for endeplate $w = 0$	108
8.39	Prøve A2 - Spenningsplott for, før og etter maks kraft	109
9.1	Kraft-forskyvningskurve fra forsøk og simulering for prøve A1	112
9.2	Stivhet fra forsøk og simulering for prøve A1	113
9.3	Kraft-forskyvningskurve fra forsøk og simulering for prøve A2	114
9.4	Stivhet fra forsøk og simulering for prøve A2	115
9.5	Kraft-forskyvningskurve fra forsøk og simulering for prøve B1	116
9.6	Stivhet fra forsøk og simulering for prøve B1	117
9.7	Kraft-forskyvningskurve fra forsøk og simulering for prøve B2	118
9.8	Stivhet fra forsøk og simulering for prøve B2	119
9.9	Kraft-forskyvningskurve fra tidligere studentarbeid	124
10.1	Prøve A1 - Kontakttrykk etter tilstramming av bolter	129
10.2	Geometri - Test bjelke	130
10.3	Kraft-forskyvningskurver for test bjelke	131
10.4	Platespenn for rettvinklet versus avrundet	133
10.5	Initiell stivhet og elastisk område for alle prøvegeometrier	135

10.6 Illustrasjon responskurve 135

Tabeller

2.1	Effektive lengder for en endeplate, enkeltstående skruerad	11
2.2	Duktilitetskrav for konstruksjonsstål og høyfast stål	18
3.1	Plastisk materialmodell for bolt, sveis og hulprofil	27
3.2	Analyseprosedyre for analyse II	29
3.3	Analyseprosedyre med forspenning av bolter	30
4.1	Initiell stivhet for S355 og Weldom 700	34
4.2	Initiell stivhet(K_{ini}) for forspenning i bolter	38
4.3	Kapasitet (F) og initiell stivhet(K_{ini}) for ulike bolteplassering	40
5.1	Resultat håndberegninger etter NS-EN 1993-1-8	47
6.1	Oversikt prøvestykker	49
6.2	Oversikt over forsøkskrinn	54
7.1	Materialparametere for 8 mm endeplate i S355	64
7.2	Materialparametere for 8 mm endeplate i Weldom 700	66
7.3	Oppsummering av resultater fra forsøk	79
8.1	Plastisk materialmodell for bolter	83
8.2	Plastisk materialmodell hulprofil	84
8.3	Plastisk materialmodell sveis	84
8.4	Plastisk materialmodell for bolter, hulprofil og sveis	85
8.5	Inndata til numeriske analyser	86
8.6	Initiell stivhet for ulike modeller i Abaqus	88
8.7	Oppsummering av stivheter fra numeriske analyser	109
9.1	Sammenligning av kapasitet for A1	113
9.2	Sammenligning av initiell stivhet for A1	113
9.3	Sammenligning av kapasitet for A2	115
9.4	Sammenligning av initiell stivhet for A2	115
9.5	Sammenligning av kapasitet for B1	117
9.6	Sammenligning av initiell stivhet for B1	117
9.7	Sammenligning av kapasitet for B2	119
9.8	Sammenligning av initiell stivhet for B2	119
9.9	Oppsummering stivhetstall for alle prøvegeometrier	120
9.10	Oppsummering avvik i initiell stivhet for alle prøvegeometrier	121
9.11	Oppsummering kapasitet etter maks kraft	121
9.12	Oppsummering avvik for kapasitet etter maks kraft	121
9.13	Oppsummering kapasitet etter redusert stivhet	122
9.14	Oppsummering avvik for kapasitet etter redusert stivhet	122
9.15	Oppsummering kapasitet etter forskyvning lik platetykkelse	123
9.16	Oppsummering avvik etter forskyvning lik platetykkelse	123
9.17	Sammenligning initiell stivhet fra tidligere forsøk	124

10.1	Initiell stivhet ved varierende antall elementer over tykkelsen	131
10.2	Initiell stivhet, hulprofilform, Tabell 7.9.4 fra Egeland&Torstvedt	132

Kapittel 1: Innledning

Denne oppgaven omhandler strekkbelastede endeplateforbindelser med rektangulære hulprofiler, også med endeplater i høyfast stål. Siden NS-EN 1993-1-8 [1] er mangelfull på denne typen knutepunkter, er det valgt å se nærmere på denne type knutepunkt med spesielt fokus på stivheten og hvordan den påvirkes av initielle effekter. Reglene i NS-EN 1993-1-8 gjelder kun stålfastheter opp til S460. Det er derfor også sett nærmere på endeplater utført i høyfast stål, Weldox 700 ($f_y=700$ MPa) og hvordan dette påvirker beregningene og oppførselen til forbindelsen.

Tidligere studentarbeider ved Institutt for konstruksjonsteknikk [2–5] har sett på kapasitet og stivhet til endeplateforbindelser med rektangulære hulprofiler. Den siste av disse, *Beregning av endeplateforbindelser i høyfast stål* av Kristian Lauknes [5] fra våren 2013, omhandlet i likhet med denne oppgaven endeplater utført i høyfast stål. Lauknes konkluderte med at kapasiteten etter standarden var på konservativ side for både tradisjonelt konstruksjonsstål og høyfast stål. Han foreslo samtidig en reduksjonsfaktor på kapasitetsberegning for endeplater med høyfast stål for å oppnå samme utnyttelsesgrad som for tradisjonelt konstruksjonsstål. Videre fant Lauknes i likhet med Karlsen, Ersland og Egeland/Torstvedt en mykere oppførsel i forsøkene enn hva eurokoden predikerte. En naturlig videreføring av de tidligere studentarbeidene er da å undersøke stivheten nærmere. Det er spesielt sett på presis modellering av skjevheter (platekrumning) forsakket av sveising og boltetilstramming.

Et numerisk forhåndsstudie ble gjennomført for å kartlegge hvilke parametre som påvirket oppførselen til endeplateskjøtene. Kapittel 3 inneholder detaljer om hvordan dette ble gjennomført i elementmetodeprogrammet *Abaqus CAE*. Resultatene av forhåndsstudiet er gitt i Kapittel 4.

Resultatene fra håndberegningene etter NS-EN 1993-1-8 er presentert i Kapittel 5. Disse beregningene følger regler og teori gjennomgått i Kapittel 2.

I denne oppgaven er det gjennomført laboratorieforsøk av fire endeplateskjøter påkjent av strekk. Kapittel 6 inneholder detaljer og fremgangsmåte, resultatene er presentert i Kapittel 7.

Videre ble resultatene fra laboratorieforsøkene etterregnet i *Abaqus CAE*. Modelleringen ble utført på samme måte som i forhåndsstudiet, og er beskrevet i Kapittel 3. Detaljer og resultater fra etterregningen er gitt i Kapittel 8.

Alle resultatene fra forsøkene, de numeriske analysene og håndbregningene er sammenlignet i Kapittel 9. En diskusjon om avvik observert i sammenligningene er gitt i Kapittel 10.

Kapittel 2: Beregningsgrunnlag

Dette kapitlet gir et beregningsgrunnlag for oppgaven ved gjennomgang av relevant teori.

2.1 Flytelinjeteori for tverrbelastede plater

Flytelinjeteori benyttes for å beregne kapasitet til plater i forbindelser. Det er derfor gitt en gjennomgang av bakgrunn og regler for flytelinjeteori for tverrbelastede plater. Teorien i dette avsnittet er basert på boken *Dimensjonering av stålkonstruksjoner* av Per K. Larsen [6] (heretter Larsen).

2.1.1 Bakgrunn

Flytelinjeteorien ble opprinnelig foreslått av Knud W. Johansen [7], og er en generalisering av flyteleddmetoden. Kapasiteten til platen bestemmes ved å anta en bruddmekanisme som er kompatibel med grensebetingelsene. Det antas at all plastisk deformasjon er lokalisert til et antall flytelinjer som muliggjør den aktuelle bruddmekanismen, resten av platen deformeres ikke og forblir elastisk. Videre bestemmes kapasiteten ved en arbeidsbetraktning (virtuelt arbeid), hvor det ytre arbeidet settes lik det indre, plastiske arbeidet.

Flytelinjemetoden gir en ikke-konservativ kapasitet til platen, med mindre riktig bruddmekanisme er valgt. Dette fordi metoden er basert på plastisitetsteoriens øvre grenseteorem som sier at en valgt/antatt kinematisk mekanisme vil ved en arbeidsbetraktning gi en kapasitet som er større eller lik den korrekte verdi. Det skal likevel nevnes at det er andre forhold som kan bidra til økning av platens styrke, som for eksempel hengekøyeffekter (strekking på grunn av fastholdte render) og fastning av stålet.

2.1.2 Kinematiske mekanismer

Siden det forutsettes at all plastisk deformasjon er konsentrert i flytelinjene, medfører det at platesegmentene mellom flytelinjene forblir plane (dersom man ser bort fra elastisk krumning). Platesegmentene er separert av faste og relative dreieakser. Nedenfor følger definisjoner og regler for flytelinjer, faste og relative dreieakser:

Flytelinje:

- Rette
- Beliggenhet ved faste og relative dreieakser

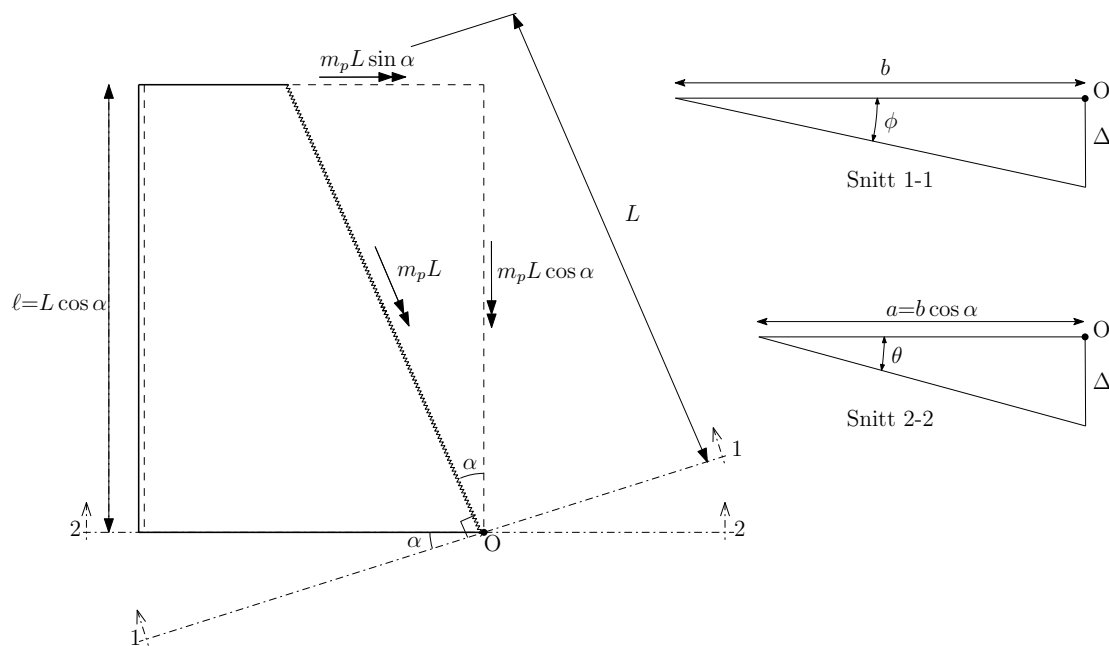
Fast dreieakse:

- Dreieakse som sammenfaller med opplegget til platen.
- Flytelinje hvis innspent rand
- Kan gå mellom punktopplegg (søyler)

Relativ dreieakse

- Dreieakse som tillater fri rotasjon mellom to platesegmenter.
- Kan gå fra skjæringspunkt mellom faste dreieakser eller flytelinjer
- Kan gå inn mot fri rand
- Kan ikke gå inn mot fast dreieakse (kun i skjæringspunkt)
- Stykkevis rett

2.1.3 Kapasitet



FIGUR 2.1: Flytelinje ved virtuell forskyvning Δ i punkt O

For å beregne plastisk arbeid benyttes metoden med virtuelt arbeid. I Figur 2.1 er en flytelinje med lengde L med en virtuell forskyvning Δ normalt på platen. Plastisk arbeid for flytelinjen er gitt ved:

$$W_i = m_p L \phi = m_p L \frac{\Delta}{b} = m_p \frac{\ell}{\cos \alpha} \frac{\Delta}{b} = m_p \ell \frac{\Delta}{a} = m_p \ell \theta \quad (2.1)$$

Der platens flytemoment per lengdeenhet er $m_p = f_y t^2 / 4$, resterende størrelser fremgår av figuren. Ligning (2.1) viser at plastisk arbeid til flytelinjen er gitt ved produktet av flytemomentets *projeksjon* på den faste dreieaksen og platesegmentets rotasjon om samme faste dreieakse.

Ytre arbeid kan beregnes ved å betrakte en uniform fordelt last, q , på platen:

$$W_y = \int_A q \Delta dA = q \int_A \Delta dA = qV \quad (2.2)$$

Hvor V er volumet omsluttet av platens opprinnelige og deformerte form, altså "deformasjonsvolumet".

2.1.4 Flytekriterium

Flytning i stålplater baserer seg på von Mises flytekriterium, vist i Figur 2.2. Ved å neglisjere platens membrankrefter kan von Mises kriterium for begynnende flytning uttrykkes som:

$$M_x^2 + M_y^2 + 3M_x M_y = \left(\frac{1}{6} t^2 f_y \right)^2 = m_y^2 \quad (2.3)$$

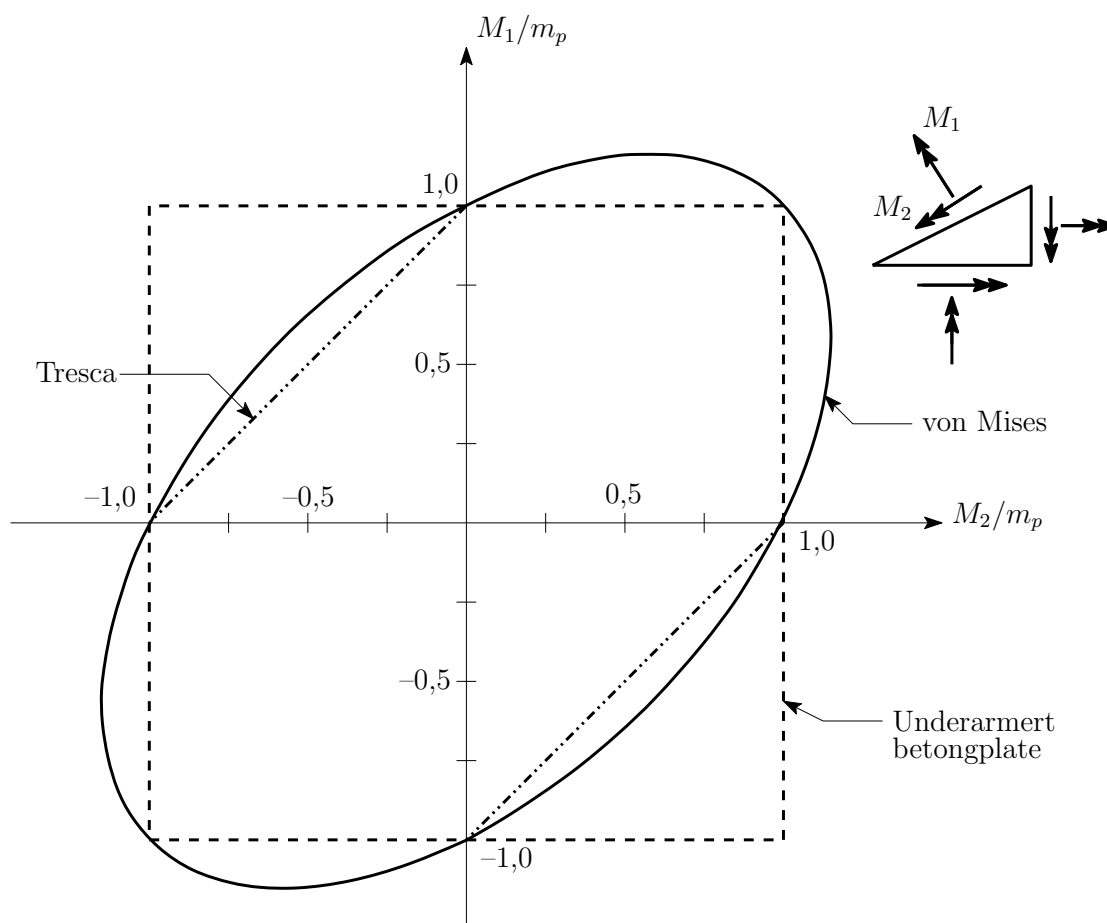
Uttrykket for full plastifisering kan skrives som:

$$M_x^2 + M_y^2 + 3M_x M_y = \left(\frac{1}{4} t^2 f_y \right)^2 = m_p^2 \quad (2.4)$$

Dersom momentene transformeres til hovedmomenter, tilsvarende som for hovedspenninger, kan (2.4) uttrykkes som:

$$M_1^2 + M_2^2 - M_1 M_2 = m_p^2 \quad (2.5)$$

Denne antagelsen gjelder ikke hvis momentene parallelt og normalt på flytelinjen har motsatt fortegn. Bruk av m_p i arbeidsligningen vil da gi en ikke-konservativ løsning. Som nevnt tidligere neglisjerer beregningene effektene av fastning i stålet og membrankrefter i lastbæringen. Dette medfører i følge Larsen at flytelinjemetoden likevel kan benyttes.



FIGUR 2.2: Flytekriterium for tverrbelastede plater

2.2 Beregningsregler for knutepunkter

Følgende avsnitt er basert på regler og anvisninger fra Eurokoden, nærmere bestemt knutepunktstandarden [1] (NS-EN 1993-1-8). I tillegg er det også hentet teori fra Larsen [6]. Tidligere studentarbeider [2–5] har gjennomgått bakgrunnen for reglene, og de er derfor kun gjengitt i korte trekk.

2.2.1 Komponentmetoden

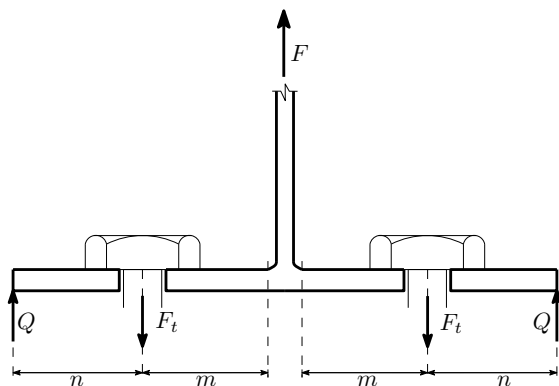
NS-EN 1993-1-8 gir regler for å bestemme oppførselen til et knutepunkt ved å beregne styrke og stivhet til individuelle komponenter i knutepunktet, for eksempel skrue påkjent av strekk eller endeplate påkjent av bøyning. Knutepunktets oppførsel i sin helhet kan så bestemmes ved å kombinere de mekaniske egenskapene til de individuelle komponentene som inngår i knutepunktet. Denne metoden, hvor oppførselen til et knutepunkt bestemmes ut fra oppførselen til relevante komponenter som inngår i knutepunktet, kalles for komponentmetoden.

Komponentmetoden er gyldig for knutepunkter med H- eller I-profiler. Punkt 6.1.1 i NS-EN 1993-1-8 tillater bruk av denne metoden på andre basiskomponenter. Forutsetningen er at deres egenskaper baseres på forsøk, eventuelt analytiske og numeriske metoder støttet av forsøk. Tabell 6.11 i NS-EN 1993-1-8 angir 20 basiskomponenter som danner et grunnlag for å bestemme kapasitet og stivhet til knutepunktet.

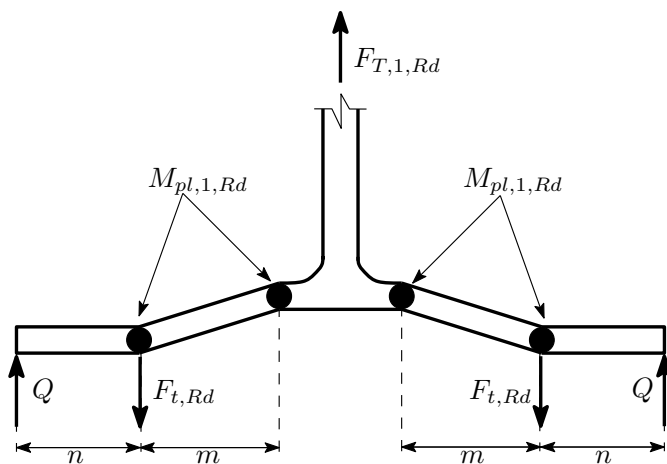
2.2.2 Kapasitet til ekvivalent T-stykke

En av hovedkomponentene til komponentmetoden er det ekvivalente T-stykket, som brukes til å beregne oppførselen til skrueforbindelser. Eksempler hvor T-stykket kan benyttes som modell er bøyningpåkjente søyleflenser, endeplater og vinkelbein, fotplate i strekk og delvis for fotplate i trykk.

Et ekvivalent T-stykke er illustrert i Figur 2.3. T-stykket består av et strekkbelastet steg på en plate med to utstikkende flenser. Fra den påførte strekklasten, F , oppstår det strekkrefter i boltene (F_t) og hevarmkrefter (Q). I beregningsmodellen for T-stykke skiller man mellom tre bruddmoder. Den bruddmoden som gir lavest kapasitet vil være dimensjonerende på grunn plastisitetsteoriens øvre-grense teorem (se Avsnitt 2.1.1).



FIGUR 2.3: Ekvivalent T-stykke i strekk



FIGUR 2.4: Bruddmode 1 for ekvivalent T-stykke

Bruddmode 1 - fullstendig flytning i flensene

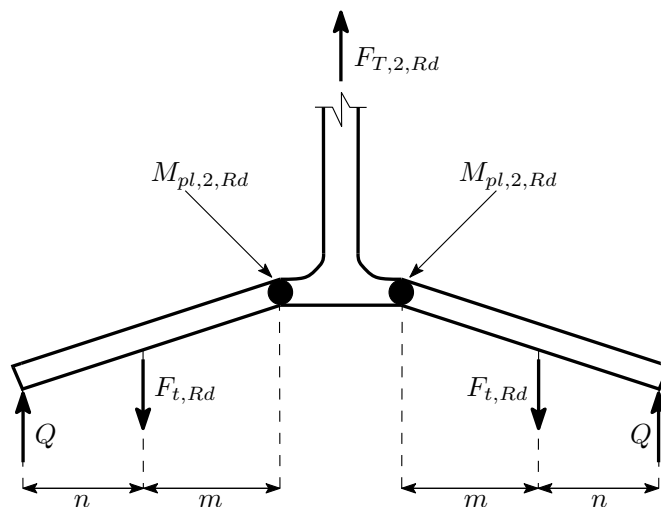
I denne bruddmoden vil flensen flyte ved steg og bolt og man får plastiske flyteledd, som illustrert i Figur 2.4. Her er flensen underdimensjonert i forhold til boltene, som gir bra utnyttelse av materialet. Strekkapasiteten og hevarmkraften er gitt etter NS-EN 1993-1-8 i ligning (2.6).

$$F_{T,1,Rd} = \frac{4 M_{pl,1,Rd}}{m}, \quad Q = \frac{2 M_{pl,1,Rd}}{m} \quad (2.6)$$

Bruddmode 2 - skruebrudd sammenfallende med flytning i flensen

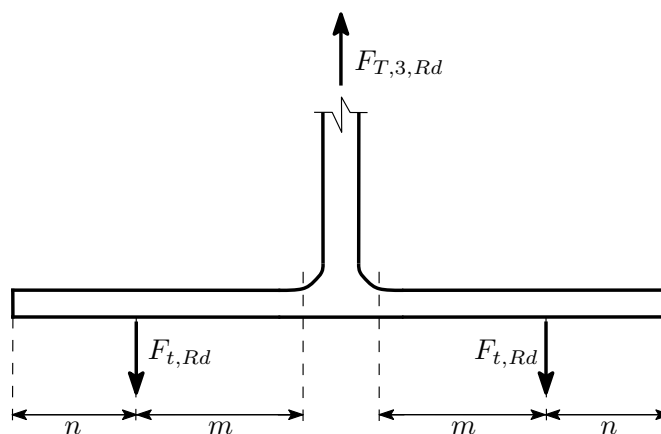
I denne bruddmoden oppstår det flytning ved flensen sammen med brudd i skruene, som illustrert i Figur 2.5. Strekkapasitet og hevarmkraft gitt i ligning (2.7).

$$F_{T,2,Rd} = \frac{2M_{pl,2,Rd} + n \sum F_{t,Rd}}{m + n}, \quad Q = \frac{n \left(m \sum F_{t,Rd} - 2M_{pl,2,Rd} \right)}{m(m + n)} \quad (2.7)$$



FIGUR 2.5: Bruddmode 2 for ekvivalent T-stykke

Bruddmode 3 - skrueruidd



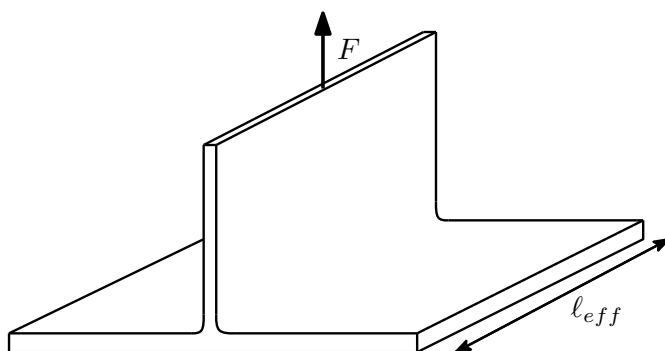
FIGUR 2.6: Bruddmode 3 for ekvivalent T-stykke

I denne bruddmoden er flensen overdimensjonert i forhold til skruene, så vi får et rent skrueruidd som illustrert i Figur 2.6. Denne bruddmekanismen gir dårlig utnyttelse av materialet. Kapasiteten er gitt av boltens strekkapasitet, som i ligning (2.8).

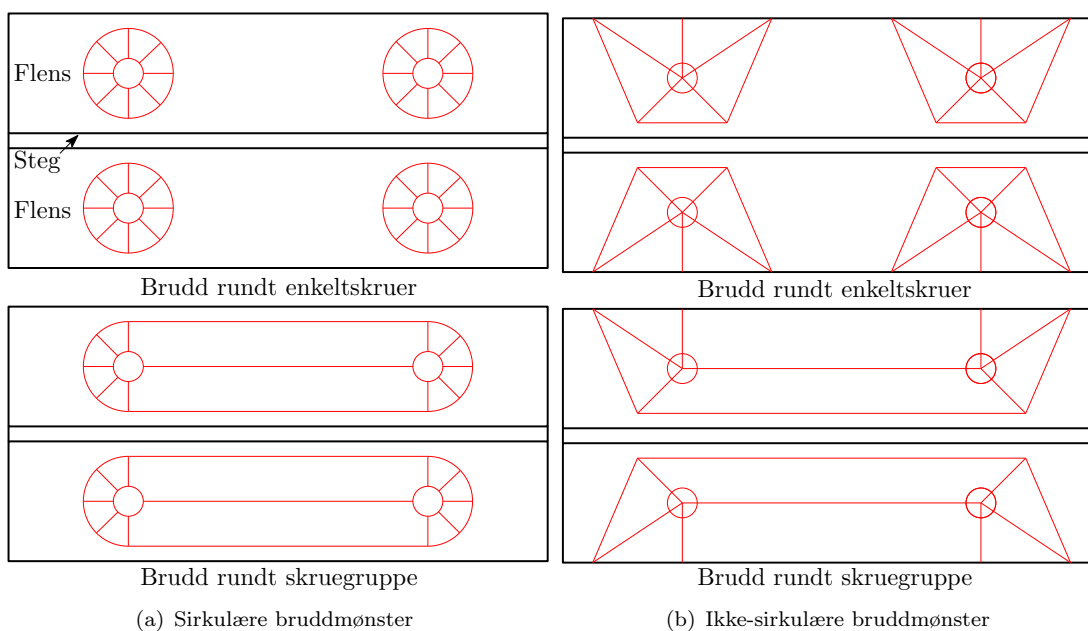
$$F_{T,3,Rd} = \sum F_{t,Rd} \quad (2.8)$$

Effektivlengder

Den effektive lengden til et T-stykke, ℓ_{eff} , tilsvarer lengden av flytelinjene til hver av bruddmodene. Dette er en beregningsmessig lengde og kan være ulik fra de geometriske lengdene til forbindelsen. NS-EN 1993-1-8 skiller mellom sirkulære og ikke-sirkulære


 FIGUR 2.7: Illustrasjon effektiv lengde, l_{eff}

bruddmønster, i tillegg skilles det også mellom flytemekanismer rundt enkeltskruer og skruegruppe, som illustrert i Figur 2.8.



FIGUR 2.8: Bruddmønster for flytelinjer

Den effektive lengden brukes til å beregne den plastiske momentkapasiteten til T-stykket, etter uttrykk (2.9). Her er t_f er tykkelse på flensen, f_y er flytespenning og γ_{M0} er en materialkoeffisient.

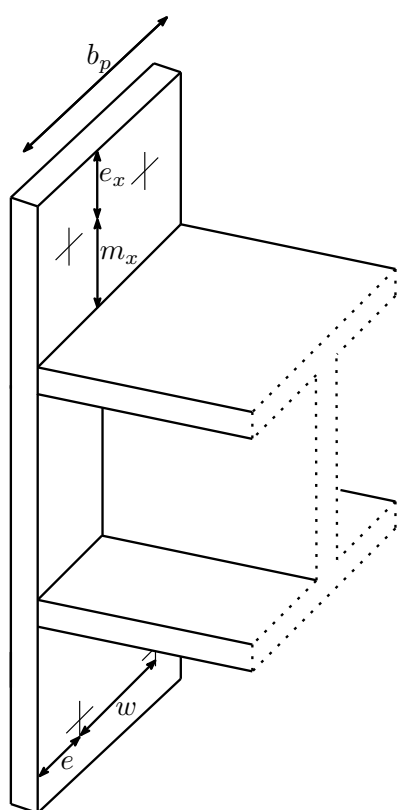
$$M_{pl,Rd} = \frac{1}{4} \sum \frac{l_{eff} t_f^2 f_y}{\gamma_{M0}} \quad (2.9)$$

I NS-EN 1993-1-8 er det gitt tabeller for effektive lengder for ulike komponenter; uavstivet flens, avstivet flens og endeplate. Ett utdrag fra Tabell 6.6 i NS-EN 1993-1-8 er gitt i Tabell 2.1. De ulike størrelsene gitt i tabellen er definert i Figur 2.9(a). Hvordan modellen

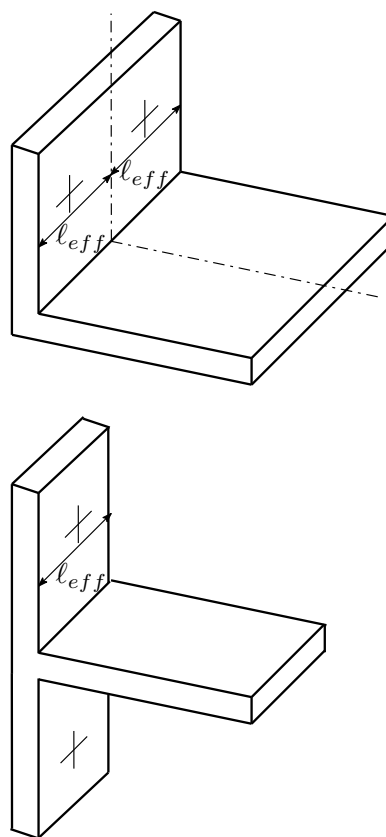
er oppbygd for utsikende endeplater (L-stykker) er illustrert i Figur 2.9(b). Dette er modellen som blir brukt for å regne ut kapasiteten til endeplateforbindelser av hulprofiler.

TABELL 2.1: Effektive lengder for en endeplate, enkeltstående skruerad.
Utrag fra Tabell 6.6 i NS-EN 1993-1-8.

Plassering av skruerad	Skruerad betraktet som en enkeltstående rad	
	Sirkulært mønster $l_{eff,cp}$	Ikke-sirkulært mønster $l_{eff,nc}$
Ytre skruerad ved siden av bjelkens strekkflens	Den minste av: $2\pi m_x$ $2\pi m_x + w$ $\pi m_x + 2e$	Den minste av: $4m_x + 1,25e_x$ $e + 2m_x + 0,625e_x$ $0,5b_p$ $0,5w + 2m_x + 0,625e_x$
Bruddmode 1	$l_{eff,1} = l_{eff,nc}$ men $l_{eff,1} \leq l_{eff,cp}$	
Bruddmode 2	$l_{eff,2} = l_{eff,nc}$	



(a) Definisjoner

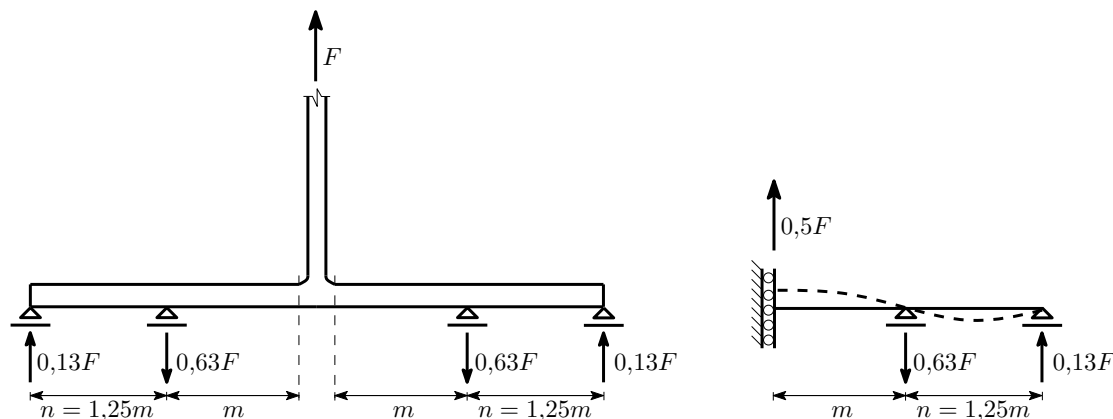


(b) Fra L-stykke til T-stykke

FIGUR 2.9: Definisjoner på geometriske og effektive lengder

2.2.3 Stivhet til ekvivalent T-stykke

Tabell 6.11 i NS-EN 1993-1-8 angir stivhetskoeffisienter for de 20 basiskomponentene som inngår i komponentmetoden. Hver komponent blir representert med en fjærstivhet, og den totale stivheten til knutepunktet blir beregnet som en sum av fjærene fra komponentene. Fjærstivhetene til et ekvivalent T-stykke er utledet av Weynand, Jaspart og Steenhuis [8] fra den statiske modellen vist i Figur 2.10. Under utledningen av k_5 er det antatt en lineær elastisk oppførsel opp til $2/3F_{Rd}$.



FIGUR 2.10: Statisk modell for utledning av fjærstivheter i T-stykke

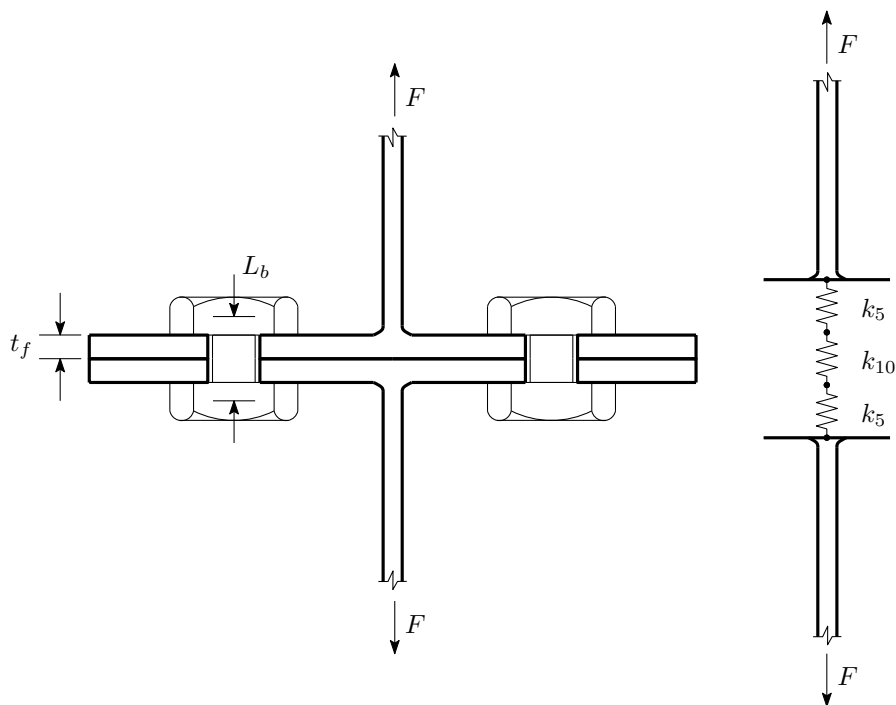
Den statiske modellen antar at flensen er fast innspenning ved overgang flens-steg, eller ved kanten av sveisen hvis profilet er sveist. Dette betyr at eventuelle deformasjoner av sveisen eller steget (her: hulprofilet) blir neglisjert. Det antas at flensen bøyes som en bjelke, med opplager ved boltene og på flensstuppen, som vist til høyre i figuren ovenfor.

Figur 2.11 viser hvordan to boltede T-stykker deles inn i ulike komponentfjærere. Fjærene k_5 og k_{10} representerer henholdsvis endeplate påkjent av bøyning og skruer påkjent av strekk. I uttrykk (2.10) er t_f tykkelsen på endeplaten, ℓ_{eff} er effektivlengden og m er vist i Figur 2.10. I ligning (2.11) er A_s skruens areal og L_b er skruens tøyningsslengde. L_b kan settes lik den totale godstykkelsen med skiver, pluss halve summen av skruhodets høyde og mutterhøyde.

$$k_5 = \frac{0,9 \ell_{eff} t_f^3}{m^3} \quad (2.10)$$

$$k_{10} = 1,6 \frac{A_s}{L_b} \quad (2.11)$$

En ekvivalent stivhetskoeffisient, k_{eq} , beregnes på bakgrunn av fjærstivhetene til hver av komponentene, som en sum av fjærere i serie:



FIGUR 2.11: Stivhetsmodell til to boltede T-Stykker

$$k_{eq} = \frac{1}{\sum_i \frac{1}{k_i}} = \frac{1}{2\frac{1}{k_5} + \frac{1}{k_{10}}} \quad (2.12)$$

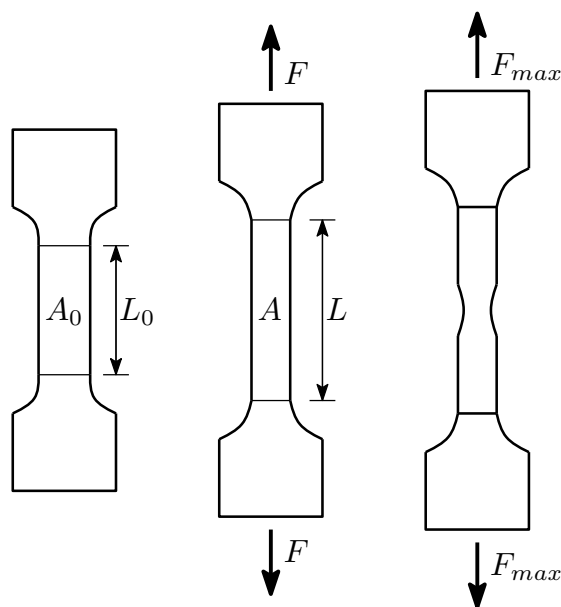
Den totale stivheten til de to boltede T-stykkene blir dermed:

$$K_{tot} = k_{eq}E = \frac{E}{2\frac{1}{k_5} + \frac{1}{k_{10}}} \quad (2.13)$$

Merk at K_{tot} i ligning (2.13) gir stivheten for én halvdel av skjøten, stivheten til hele skjøten er altså $2K_{tot}$.

2.3 Spenning og tøyning

Det er uhensiktsmessig å ha eksakt samme geometri på alle materialprøver. For å eliminere de geometriske forskjellene til prøvestykkene, blir kraft-forskyvningskurver konvertert til spenning-tøyningskurver, også kalt arbeidskurve. Figur 2.12 viser typisk geometri på en materialprøve og typisk forløp for en strekktest.



FIGUR 2.12: Strekktest, initiell og deformert konfigurasjon og til slutt innsnevring i et begrenset område

2.3.1 Tradisjonell spenning-tøyningskurve

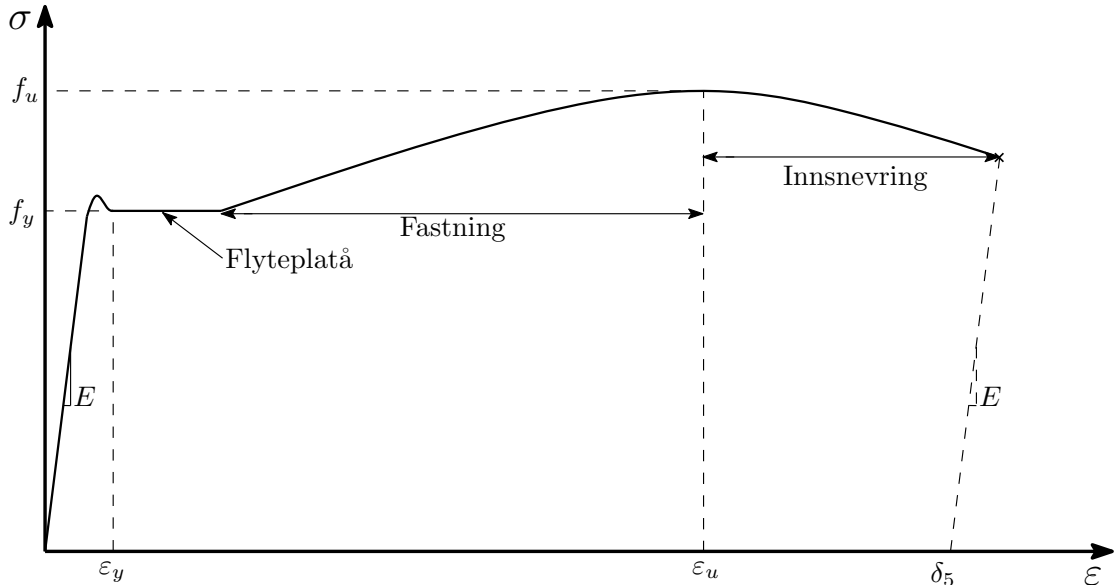
En kan beregne *nominell* (også kalt *ingeniør*) spenning ved å dividere påført kraft, F , med prøvestykkets *opprinnelige* areal, A_0 . Det forutsettes da at spenningen er konstant over hele tverrsnittet og gjennom hele målelengden. Vi har da:

$$\sigma = \frac{F}{A_0} \quad (2.14)$$

På samme måte kan en beregne *nominell* (også kalt *ingeniør*) tøyning ved å dividere endringen i prøvestykkets målelengde, δ , med prøvestykkets *opprinnelige* lengde. Det forutsettes her at tøyningen er konstant i hele området mellom målepunktene.

$$\varepsilon = \frac{L - L_0}{L_0} = \frac{\delta}{L_0} \quad (2.15)$$

Dersom man plottes verdiene for σ og ε med spenninger vertikalt og tøyninger horisontalt, får man den tradisjonelle spenning-tøyningskurven. To slike kurver vil være veldig like for ett og samme material, men aldri *helt* like. Grunnen til det er at resultatene er avhengig av parametre som materialets sammensetning, mikroskopiske imperfeksjoner, temperatur og så videre [9].



FIGUR 2.13: Arbeidskurve for konstruksjonsstål med tilhørende definisjoner

Figur 2.13 viser typisk arbeidskurve for *konstruksjonsstål* med tilhørende definisjoner på viktige materialparametre. Hvor f_y er flytespenning, ε_y er flytetøyning, f_u er strekkfasthet/bruddspenning, ε_u er bruddtøyning og δ_5 er bruddforlengelse [6].

2.3.2 Sann spenning-tøyningskurve

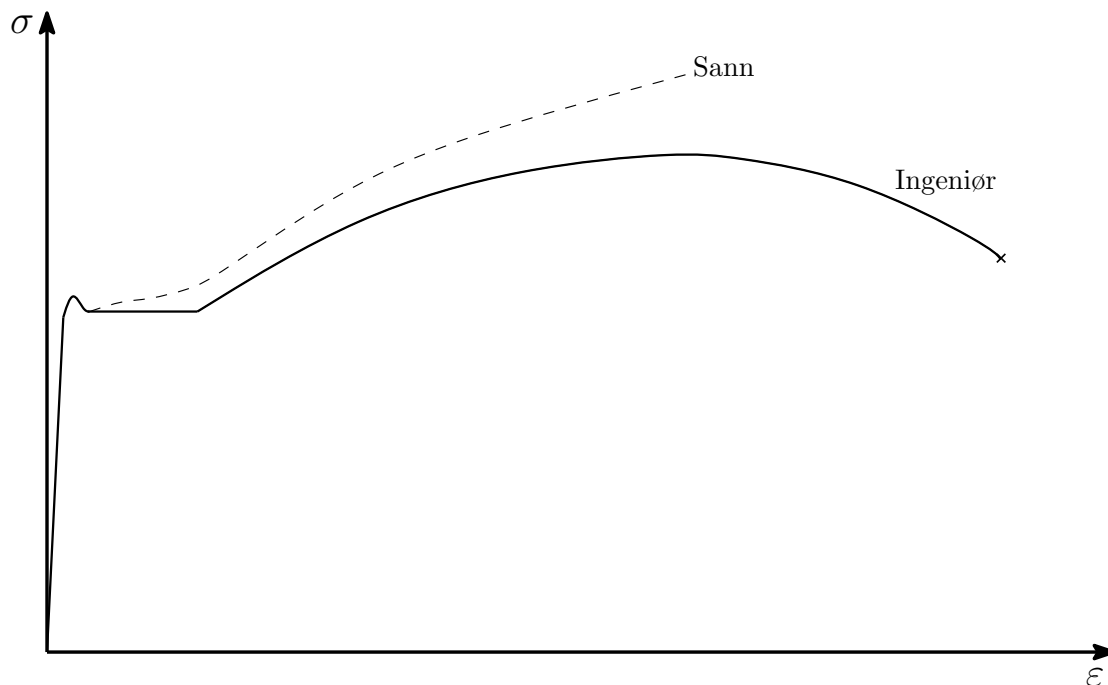
I stedet for å bruke det *opprinnelige* tverrsnittsarealet og lengden for å beregne spenning og tøyning, kan man bruke det *faktiske* tverrsnittsarealet og lengden i det øyeblikket kraften blir målt. På den måten får man beskrevet materialet i dets nåværende konfigurasjon. Verdiene en får for spenning og tøyning med den metoden kalles for *sann* spenning og *tøyning* og beregnes med følgende uttrykk [10]:

$$\sigma_s = \frac{F}{A} \quad (2.16)$$

$$\varepsilon_s = \int d\varepsilon = \int_{L_0}^L \frac{dL}{L} = \ln\left(\frac{L}{L_0}\right) = \ln(1 + \varepsilon) \quad (2.17)$$

Ligningene (2.16) og (2.17) er gyldige frem til diffus innsnevring oppstår (se Figur 2.12 og 2.14). Dersom man videre antar konstant volum i prøvestykket ($A_0L_0 = AL$), kan man kombinere ligningene i (2.16) og (2.17) og få følgende uttrykk:

$$\sigma_s = \sigma(1 + \varepsilon) \quad (2.18)$$



FIGUR 2.14: Arbeidskurve med sanne og ingeniør verdier

Med ligningene gitt her kan man enkelt konvertere fra ingeniør spenning-tøyning til sann spenning-tøyning. For små tøyninger er forskjellen mellom ingeniørverdier og sanne verdier minimal, men når materialet begynner å fastne blir verdiene forskjellige, se Figur 2.14. Det er vanlig å bruke sanne verdier for store tøyninger. I tillegg krever også de fleste elementkoder sanne verdier til materialdata.

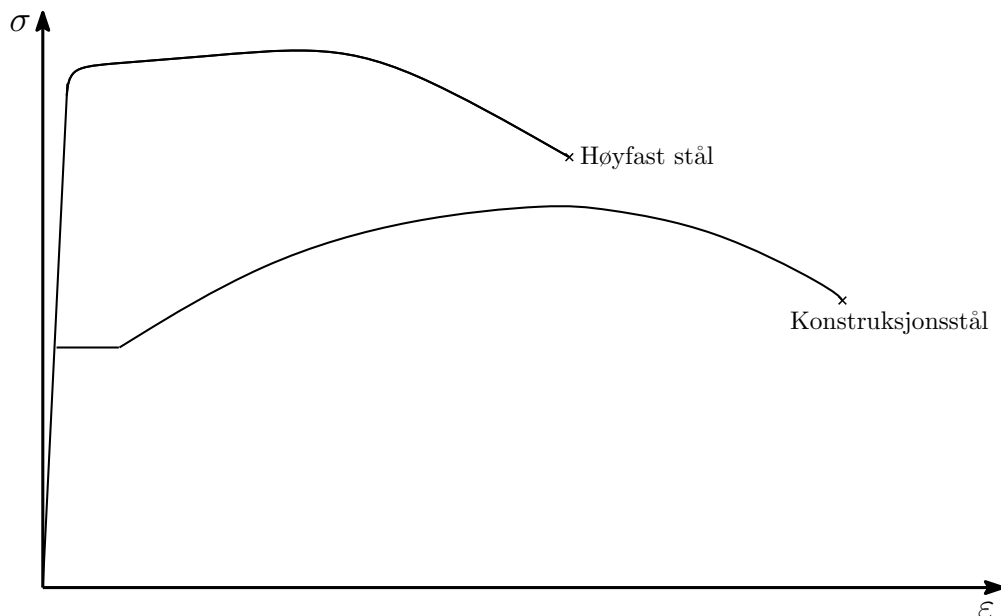
2.4 Høyfast stål

Utvikling av nye og bedre materialer er en kontinuerlig prosess som alltid pågår. Fastheten til stål har i de senere år blitt stadig høyere, noe som har skapt nye muligheter men også utfordringer. Høyere stålfasthet åpner muligheter for å redusere tverrsnittstørrelsen og platetykkelsen, men samtidig har høyfast stål ulike mekaniske egenskaper enn vanlig konstruksjonsstål. Disse ulikhetene medfører at høyfast stål ikke oppfører seg likt som tradisjonelt konstruksjonsstål, noe som må tas høyde for i dimensjoneringen. Dagens gjeldende regelverk for dimensjonering av knutepunkter og forbindelser i stålkonstruksjoner, NS-EN 1993-1-8 [1], tillater stålfastheter opptil S460. For høyere fastheter er det senere tid gitt ut et tillegg for konstruksjoner i høyfast stål, NS-EN 1993-1-12 [11], som omfatter fastheter opptil S700. Selv om NS-EN 1993-1-12 åpner for muligheten til å bruke høyfast stål, er tillegget mangelfullt og setter en rekke restriksjoner på bruk av høyfast stål. Nedenfor følger en nærmere gjennomgang om de mekaniske egenskapene til høyfast stål, eurokodens anvisninger og mer om bruk av høyfast stål.

2.4.1 Mekaniske egenskaper

I konstruksjonssammenheng representerer høyfast stål en familie av stålsorter med flytespenning over 460 MPa (S460 og høyere). Disse stålsortene tilbyr høyere ytelse i stekkefasthet/bruddspenning, bruddenergi, sveisbarhet og motstand mot korrosjon sammenlignet med mildere stålsorter [12]. De mekaniske egenskapene til disse stålsortene er annerledes fra vanlig konstruksjonsstål. Høyfast stål har generelt lavere duktilitet, mangler et veldefinert flyteplatå og har lavere forhold mellom flytespenning og bruddspenning [13]. I tillegg øker ikke elastisitetsmodulen med flytespenningen, noe som kan føre til problemer i rammer hvor stivheten er dimensjonerende.

Arbeidskurven for høyfaste stål skiller seg fra mildere stålsorter ved at de har mindre fastning etter flyt og lavere bruddtøyning se Figur 2.15. En kan beskrive sammenhengen mellom fastning og flyt ved å se på forholdet mellom flytespenning og bruddspenning, f_u/f_y , hvor f_u er bruddspenning og f_y er flytespenning. Dette forholdet begrenses i regelverk for å forsikre tilstrekkelig duktilitet i komponentene, altså være tilstrekkelig duktil til å utvikle plastisk oppførsel for å forhindre sprø brudd [14]. Forholdet f_u/f_y er ikke direkte relatert til evnen for et gitt stål til å kunne motstå plastisk tøyning etter flyt. Andre størrelser som også er viktige i denne sammenhengen er bruddforlengelse (δ_5) og bruddtøyning (ϵ_u). I Eurokode 3 for allmenne regler og regler for bygninger [15] (heretter NS-EN 1993-1-1) er det disse parametrene som brukes for å sette krav til duktilitet.



FIGUR 2.15: Illustrasjon spenning-tøyningskurve for høyfast stål og konstruksjonsstål

2.4.2 Dagens regelverk

Som nevnt tidligere dekker dagens regelverk for dimensjonering av knutepunkter og forbindelser i stålkonstruksjoner, NS-EN 1993-1-8, stålfastheter fra S235 opptil S460. I NS-EN 1993-1-12 er det gitt tilleggsregler for konstruksjoner i høyfast stål for fastheter opptil S700. NS-EN 1993-1-12 sier at reglene fra NS-EN 1993-1-8 kan brukes dersom man følger de angitte tilleggsreglene.

Kravene for forholdet f_u/f_y og bruddforlengelse (δ_5) er senket for høyfast stål i NS-EN 1993-1-12:

TABELL 2.2: Duktilitetskrav for konstruksjonsstål og høyfast stål

	NS-EN 1993-1-1	NS-EN 1993-1-12
f_u/f_y	$\geq 1,10$	$\geq 1,05$
Bruddforlengelse (δ_5) [%]	≥ 15 %	≥ 10 %
Bruddtøyning (ε_u)	$\geq 15f_y/E$	$\geq 15f_y/E$

I tillegg til kravene over begrenser NS-EN 1993-1-12 ved at plastisk analyse og delvis bøyingsstive knutepunkter ikke kan brukes, analysene må altså være elastiske. Plastisk kapasitet kan fortsatt benyttes for tverrsnittsklasse 1 og 2.

Selv om kravene for duktilitet er senket i NS-EN 1993-1-12 er de fortsatt vanskelig å oppfylle for stålprodusenter. I tillegg er også begrensningen med kun elastisk analyse hemmende for bruk av høyfast stål. Det forskes derfor mye på oppførsel av høyfast

stål, slik at kravene kan revideres (Eva Petursson for SSAB, personlig kommunikasjon, 12.02.14).

2.4.3 Bruk av høyfast stål

Bruken av høyfast stål har de siste tiårene vært økende [16]. Høyfast stål blir blant annet benyttet i bygninger, offshore konstruksjoner, bruer, bilindustrien og kraner. Den økte flytespenningen i høyfast stål gjør det mulig å redusere tverrsnittet for å oppnå samme kapasitet. Dette medfører økt styrke-vekt forhold på grunn av reduksjon i egenvekten. I konstruksjoner hvor egenvekten er dominerende i forhold til nyttelasten, slik som bruer og offshore konstruksjoner, kan bruk av høyfast stål redusere vekten og materialbruken betydelig. Høyfast stål er dyrere per tonn enn vanlig konstruksjonsstål, men det kan fremdeles være kostnadsbesparende å bruke høyfast stål på grunn av redusert behov for materiale.

Et annet bruksområde for høyfast stål er i rørledninger. På 90-tallet undersøkte Exxon-Mobil mulighetene for å bruke stålkvaliteten X120 ($f_y = 825$ MPa) fremfor X70 ($f_y = 480$ MPa) i lengre rørledninger. Ved å bruke X120 fremfor X70 stål kunne både diameteren og rørtykkelsen reduseres, samtidig som transportkapasiteten av gass kunne opprettholdes. Undersøkelsen viste at denne reduksjonen ville gi en vektreduksjon på ~ 30 %. Dette førte til reduserte kostnader for transport, oppføring og materialkostnader for rørledningen. Det ble estimert en kostandsbesparelse på 5-15 % som følge av dette [17].

I tillegg til at det kan være økonomiske fordeler med å bruke høyfast stål fremfor vanlig konstruksjonsstål. Det vil også være miljøbesparende, siden det brukes mindre materiale. Høyfast stål åpner også opp for nye arkitektoniske muligheter ved at det kan brukes slankere konstruksjoner, som også er plassbesparende.

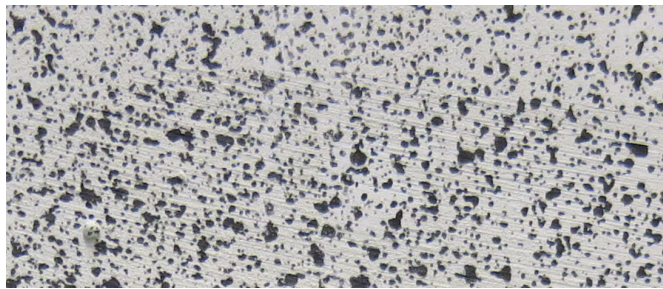
Elastisitetsmodulen er den samme uavhengig av stålfastheten, og det vil derfor ikke være gunstig å bruke høyfast stål i konstruksjoner hvor nedbøyning eller stivhet er dimensjonerende.

2.5 *ARAMIS* Systemet

2.5.1 Generelt om *ARAMIS*

ARAMIS er et tredimensjonalt målesystem for deformasjoner. Programmet analyserer, beregner og dokumenterer deformasjoner. *ARAMIS* gjenkjenner overflatestrukturen på måleobjektet i digitale bilder og gir koordinater til pikslene i bildene. Første bildet representerer den udeformerte tilstanden til måleobjektet [18].

Videre registreres flere bilder under deformasjonsforløpet og *ARAMIS* sammenligner bildene og beregner ut fra bildene deformasjoner og forskyvninger til måleobjektet.



FIGUR 2.16: Spraymaling med prikkemønster

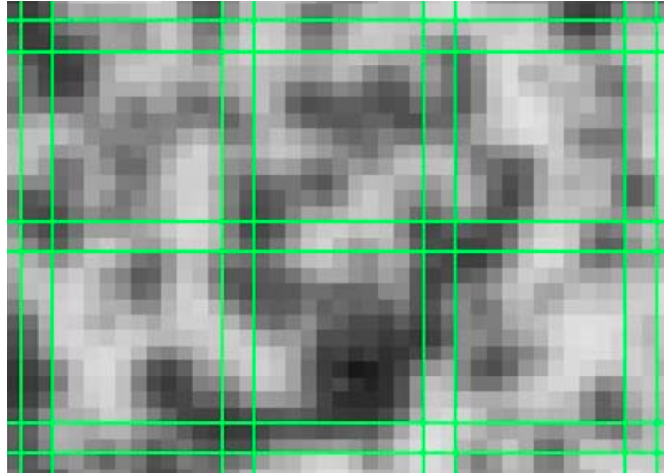
Dersom overflatestrukturen på måleobjektet er homogen er det viktig å preparere den slik at programmet klarer følge gitte punkt på bildene. Dette kan gjøres ved å spraymale med et "tilfeldig mønster" med gode kontraster som vist på Figur 2.16.

2.5.2 Måleprosedyre i *ARAMIS*

For tredimensjonale målinger brukes to kameraer (stereo-oppsett), som må kalibreres før hver måling. Under beregning bruker *ARAMIS* definerte kvadratiske/rektangulære overflater til å beregne deformasjonen. Standard størrelse på disse overflatene er 15×15 piksler, med 2 piksler overlapp. Dette er illustrert i Figur 2.17.

Programmet bestemmer de todimensjonale koordinatene til overflatene ved bruk av senter og hjørnene. Ved hjelp av fotogrammetriske metoder blir et felles tredimensjonalt koordinat beregnet fra de todimensjonale koordinatene til overflate fra høyre og venstre bilde.

Posisjonen og orienteringen til koordinatsystemet avhenger av kalibreringen til kameraet og vil vanligvis ikke være relatert til måleobjektet. For å være sikker på at dataene blir tolket riktig, er det viktig å transformere til et definert koordinatsystem som samsvarer



FIGUR 2.17: 15×15 overflater, med 2 piksel overlapp

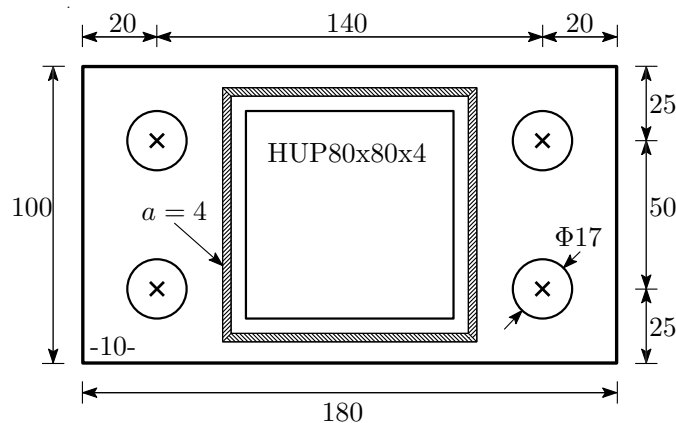
med geometrien til måleobjektet. Dette kan gjøres med *ARAMIS* sin innebygde funksjon *3-2-1 Transformation*.

Kapittel 3: Modellering i Abaqus CAE

Dette kapitlet presenterer hvordan modelleringen i *Abaqus CAE* ble gjennomført. Modellene ble brukt under parameterstudiet (Kapittel 4) og i de numeriske analysene (Kapittel 8) av prøvestykkene fra laboratorieforsøkene.

3.1 Basismodell

Basismodellen av hulprofilskjøten (knutepunktet) ble opprettet i forkant av forsøkene for å kunne undersøke effekten av ulike parametre. Derfor ble geometrien på knutepunktet basert på en antatt geometri, som vist i Figur 3.1. Denne geometrien ble valgt fordi den er undersøkt i tidligere studentarbeider [2, 3], deres resultater ble brukt til å validere basismodellen.

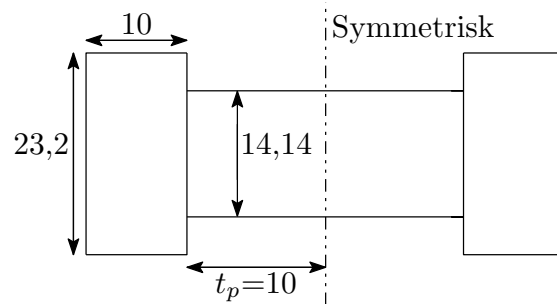


FIGUR 3.1: Geometri til basismodell for parameterstudie, mål i mm

Hulprofilet ble forenklet modellert med rette hjørner fordi det oppstod problemer med å få matchende elementinndeling dersom avrundede hjørner ble benyttet. Videre ble lengden til hulprofilet satt til 200 mm. M16-bolten ble forenklet modellert med lengden av det gjengede partiet lik platetykkelsen, sirkulærsylindrisk boltehode og gjenget del, se Figur 3.2. En statisk generell analysemetode med ikke-lineær geometri ble benyttet for modellen.

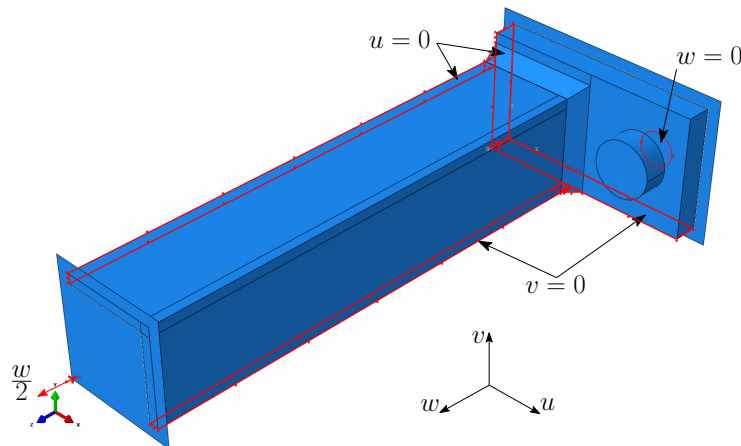
3.1.1 Grensebetingelser og symmetri

En modell av hulprofilskjøten vil kunne forenkles ved å anta en symmetrisk oppførsel om alle tre planene (xy , yz og xz). Det er derfor innført symmetri i modellen om disse planene, så en åttendedel ble modellert. Dette forenkler modelleringen betraktelig,



FIGUR 3.2: Geometri til modellert bolt i Abaqus, mål i mm

samtidig senkes kjøretiden betydelig. Denne stymmteriutnyttelsen medfører at kraft og forskyvning fra Abaqus må multipliseres med henholdsvis fire og to for å representere hele skjøten. Grensebetingelsene som er brukt i basismodellen er vist i Figur 3.3. Det stive planet under endeplaten er fastholdt mot alle translasjoner og rotasjoner, mens planet i enden av hulprofilet er fastholdt mot translasjon i x - og y -retning og alle rotasjoner.



FIGUR 3.3: Basismodell i Abaqus CAE med grensebetingelser

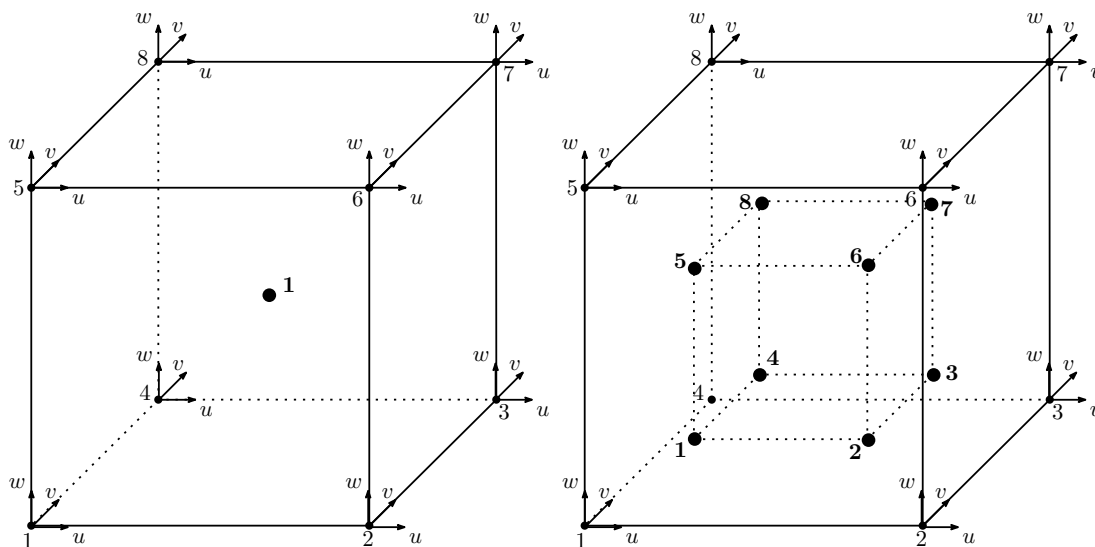
Pålastingen av modellen har også blitt angitt som en grensebetingelse. Basert på resultater fra de tidligere studentarbeidene ble en forskyvning på 13 mm i z -retning forskrevet på det stive planet, som vist i figuren ovenfor. Ved å bruke en forskrevet forskyvning tillates det at lasten kan reduseres underveis i analysen. Dermed får en ut responsen av modellen også etter toppunktet på kraft-forskyvningskurven.

3.1.2 Elementvalg

I basismodellen ble elementet $C3D8R$ brukt, hvor navnekonvensjonen til Abaqus sin brukermanual [19] gir egenskapene til elementet:

- Kontinuerlig spenning/forskyvning (C)
- Tredimensjonalt ($3D$)
- Åtte noder (8)
- Redusert integrasjon (R)

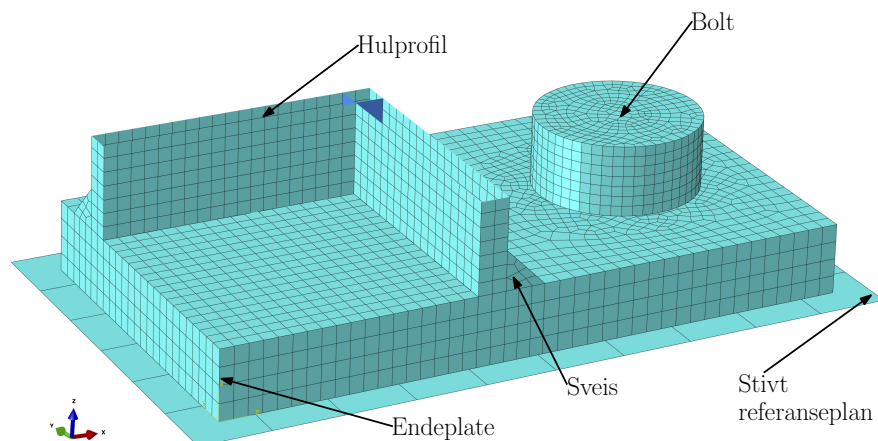
Elementet er illustrert i Figur 3.4, hvor man ser at hver node har tre translasjonfrihetsgrader, og ett integrasjonspunkt i senter av elementet. Redusert integrasjon vil si at man har et redusert antall integrasjonspunkter i forhold til et fullt integrert element. Forskjellen mellom et redusert og fullt integrert element er illustrert i Figur 3.4. Den åpenbare fordelen med dette er at beregningstiden blir kortet ned på grunn av færre beregninger. En mindre åpenbar fordel er at den reduserte integrasjonen bidrar til å unngå skjærlåsning av elementene [20]. En ulempe med å kun ha ett integrasjonspunkt i senter av elementet er at dette punktet ikke vil få tøyning ved bøyning. Det er derfor viktig å ha flere elementer over tykkelsen på deler som utsettes for bøyning.



FIGUR 3.4: Illustrasjon av redusert integrasjon C3D8R (t.v.) og full integrasjon C3D8 (t.h.)

3.1.3 Elementinndeling

Det er tilstrebet å få en sammenfallende elementinndeling mellom sveisen, hulprofilet og endeplaten. Derfor er delene partisjonert og manuelt seedet likt. Det er valgt å bruke to elementer over tykkelsen av hulprofilet, fire elementer over tykkelsen på endeplaten og tre elementer langs grunnlinjene på sveisen. Figur 3.5 viser elementinndelingen for modellen, som en ser sammenfaller elementene mellom de ulike delene.



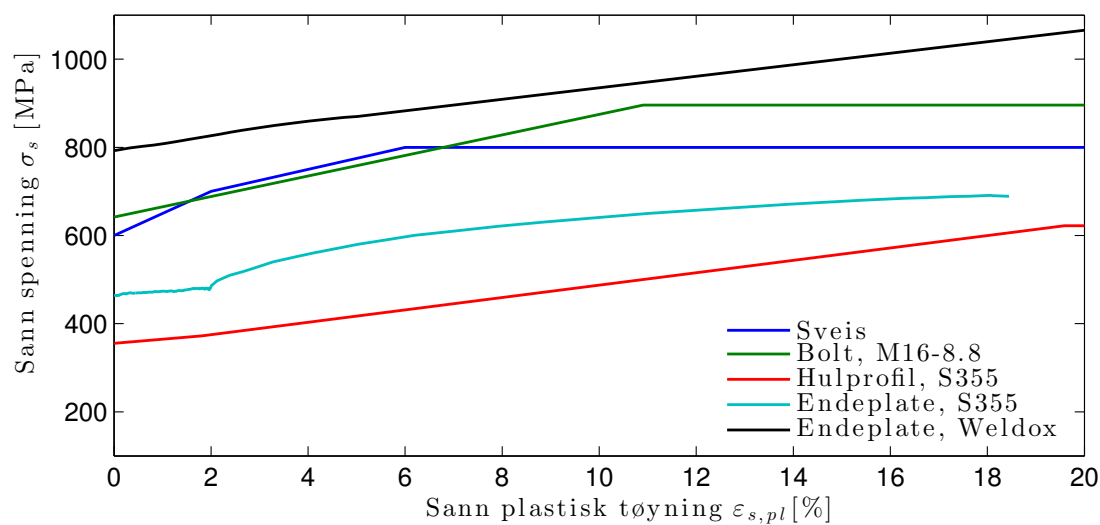
FIGUR 3.5: Elementinndeling

3.1.4 Interaksjoner og betingelser

I basismodellen ble det benyttet både interaksjon i form av kontakt og betingelse i form av fastlåsing. Kontakt ble definert med Abaqus sin generelle kontaktalgoritme med "*All* with self*", som dekker alle ytre elementoverflater. Videre ble det definert en betingelse med Abaqus sin *TIE-constrain* som fastlåser de valgte flatene til hverandre. Flatene som ble fastholdt til hverandre var sveis til hulprofil og endeplate, samt hulprofil til det stive planet. Hulprofilen og endeplaten ble i alle tilfeller valgt som *slave-surface*.

3.1.5 Materialmodell

Under parameterstudiet ble det valgt å benytte seg av materialmodeller fra masteroppgaven til Karlsen [2] og Lauknes [5]. Tabell 3.1 viser verdier for den plastiske materialmodellen for bolt, sveis og hulprofilen. Det er antatt lineær oppførsel i mellom disse verdiene. De plastiske materialmodellene er vist i Figur 3.6. Materialmodellen for Weldox 700 ble kun brukt i analysene med krumme endeplater under parameterstudiet (se Avsnitt 4.1).



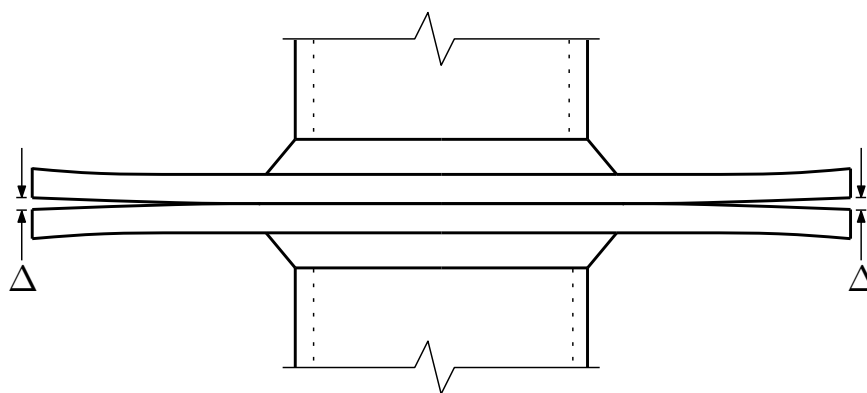
FIGUR 3.6: Plastisk materialmodell for parameterstudiet

TABELL 3.1: Plastisk materialmodell for bolt, sveis og hulprofil

	Sann spenning σ_s [MPa]	Sann plastisk tøyning $\epsilon_{s,pl}$ [%]
Bolt	640	0,0
	896	10,91
Sveis	600	0,0
	800	6,0
Hulprofil	355	0,0
	372	1,98
	622	19,59

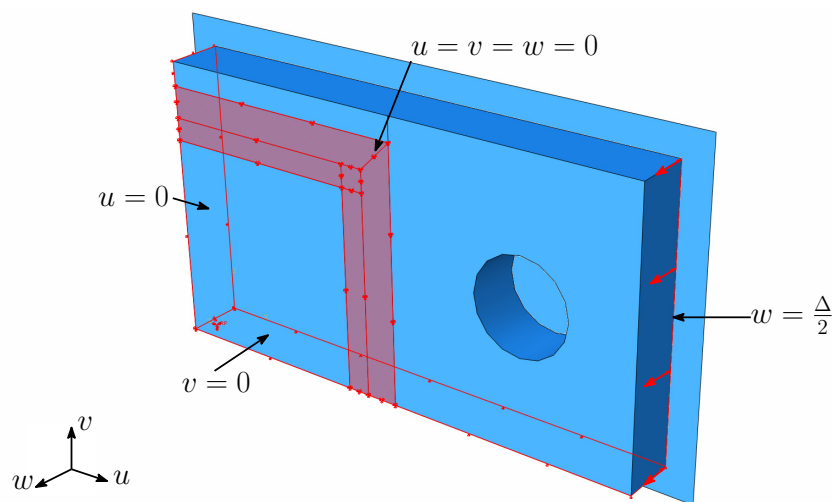
3.2 Krum endeplate

Ved sveising av hulprofilet til endeplaten vil det vanligvis oppstå egenspenninger som medfører at endeplaten krummer seg, se Figur 3.7. Glipen som oppstår mellom endeplatene blir sammenklemt når skruene strammes til, men vil da i prosessen skape egenspenninger i endeplatene. Effekten av denne sammenklemningen ble modellert i to separate



FIGUR 3.7: Illustrasjon krumme endeplater, med glipestørrelse på Δ

modeller med tilhørende analyser. I den første modellen ble kun endeplaten modellert, og påsatt en forskyvning ytterst for å gi endeplaten en krum deformasjon. Grensebetingelsene for første modell er vist i Figur 3.8. Endeplaten ble fastholdt mot forskyvninger der sveisen og hulprofilet treffer endeplaten, og grensebetingelser for symmetri om xz - og yz -planet ble også innført. I underkant av endeplaten ble det lagt et stivt plan for å hindre deformasjoner som ville vanskeliggjort sammenstillingen i neste modell.



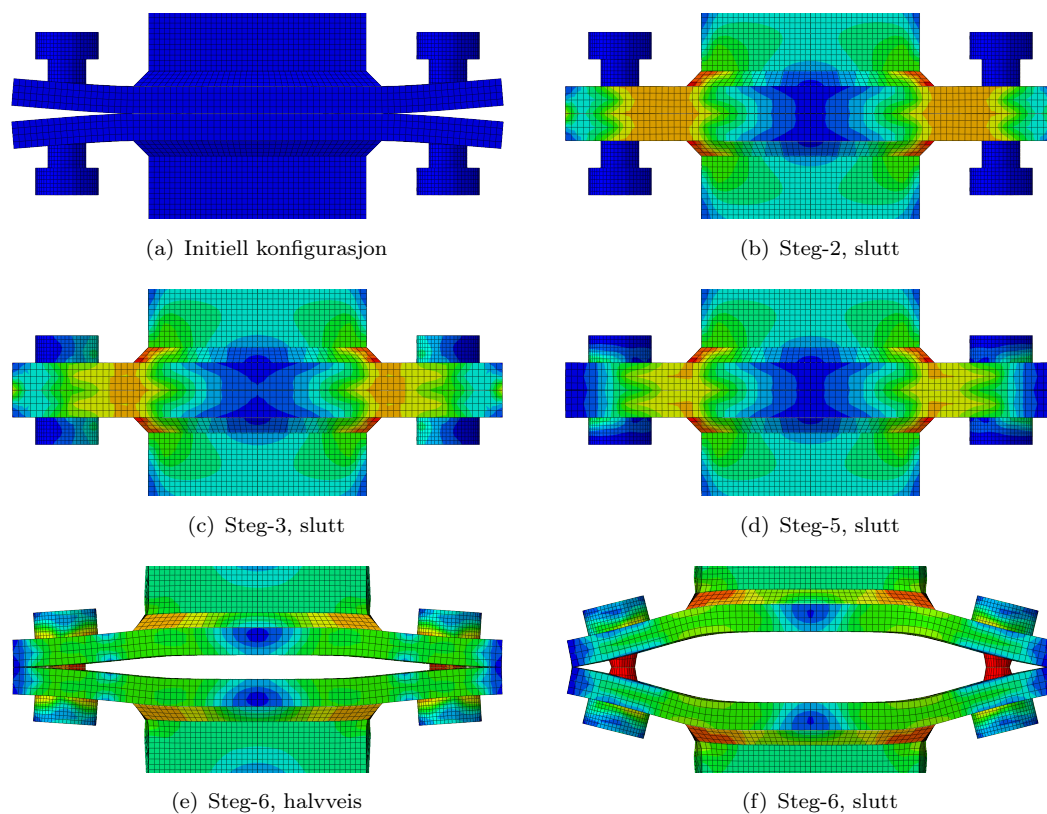
FIGUR 3.8: Grensebetingelser ved krumming av endeplate

I den andre modellen ble den deformerte konfigurasjonen av endeplaten importert. Samme grensebetingelser som i basismodellen ble innført, bortsett fra på boltene. Boltene

kunne ikke plasseres på riktig sted under sammenstillingen på grunn av den krumme endeplaten. Boltene ble dermed plassert et stykke fra resten av modellen, og sammenstilles underveis i analysen. Tabell 3.2 og Figur 3.9 viser stegene for å sammenstille og analysere modellen. I steg 4 ble boltene fastholdt mot forskyvning i z -retning, slik at alle grensebetingelsene ble like som i basismodellen.

TABELL 3.2: Analyseprosedyre for analyse II

Steg	Beskrivelse
1	Stivt plan flyttet til underkant av endeplaten
2	Bøye ned endeplaten
3	Flytte boltene
4	Innføre nye grensebetingelser på boltene
5	Fjerne grensebetingelsene for flytting av bolter og bøyning av endeplaten
6	Påføring av strekkraft på hulprofilene



FIGUR 3.9: Illustrasjon av analyseprosedyre for analyse II

3.3 Forspenning av bolter

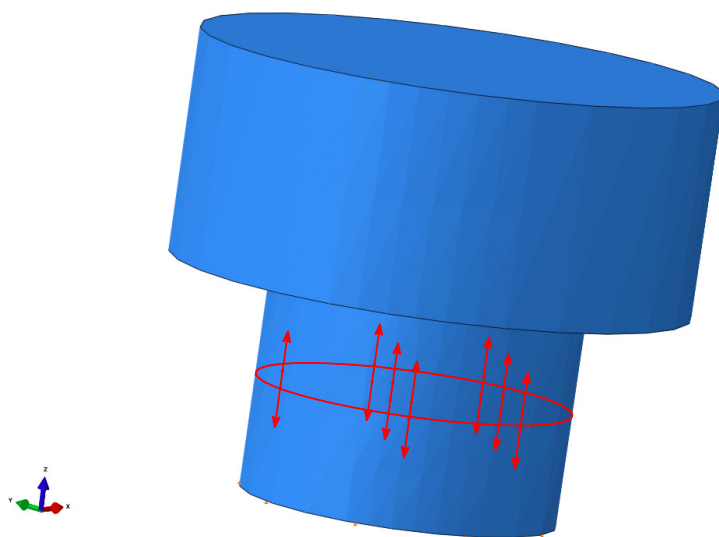
Modellen med forspenning av bolter tok utgangspunkt i basismodellen. I Abaqus ble et eget steg for forspenning av boltene lagt til, før modellen blir pålastet. I dette steget ble funksjonen *Bolt Load* brukt for å modellere boltelasten. I *Bolt Load* kan en velge å spesifisere en boltekraft i Newton eller en forlengelse i mm. I denne oppgaven ble det valgt å bruke funksjonen med foreskrevet kraft.

Abaqus justerer den initielle lengden, L_0 , av boltene inntil den spesifiserte boltekraften blir oppnådd ved lengden L_1 . I videre steg i analysen kan det velges mellom om boltene skal ha konstant kraft, eller om den nye lengden, L_1 , skal brukes som initiell lengde. Det siste alternativet ble benyttet, og dette medfører at boltekraften blir beregnet for hver iterasjon. Boltene oppfører seg da som en vanlig deformert komponent. Tabell 3.3 oppsummerer stegene i analysen med forspente bolter.

TABELL 3.3: Analyseprosedyre med forspenning av bolter

Steg	Beskrivelse
1	Forspenningskraft av boltene blir spesifisert, og lengden av boltene justeres fra L_0 til L_1 .
2	Lengden L_1 brukes som initiell lengde før lastpåføring, og modellen blir pålastet.

Boltekraften ble påført i et snitt i senter av gjengene, se Figur 3.10. I tillegg ble kun halve boltene modellert, så ligger dette snittet 2,5 mm ned fra underkant av boltehodet.



FIGUR 3.10: Forspenning av bolt med funksjonen *Bolt Load*

Kapittel 4: Parameterstudie

Et forhåndsstudie ble utført for å undersøke effekten av ulike parametre. Dette for å kartlegge hva som skulle fokuseres på i det virkelige forsøket. Basert på tidligere arbeider ble det spesielt fokusert på effekten av krum endeplate og forspenning av skruer fordi dette har vært lite belyst tidligere.

Resultater i tidligere arbeid tyder på at kraft-forskyvningskurvene er tilnærmet lineære opp til en kraft på ~ 50 kN. Det er derfor valgt å definere dette stigningstallet som den initielle stivheten. Samtlige analyser er kjørt med S355 materialmodell. Weldox 700 materialmodellen har kun blitt benyttet for krum endeplate analysen.

4.1 Krum endeplate

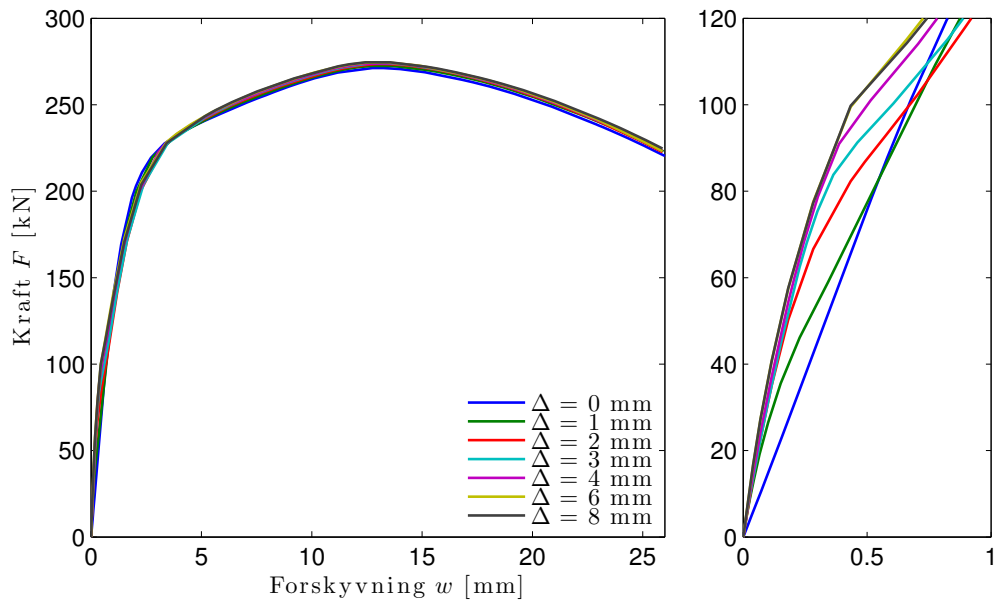
Som forklart i Avsnitt 3.2 vil endeplata vanligvis krummes som følge av sveising. Egen-spenningene som oppstår i endeplata etter skruene er strammet til var ønskelig å undersøke nærmere. Glipestørrelsen (Δ , se Figur 3.7) ble variert fra 1-10 mm, og resultatene er sammenlignet med resultatet fra en analyse uten glipe. Effekten av varierende stål-kvalitet er undersøkt ved å bruke to forskjellige materialmodeller.

S355

Resultatene fra analysen er presentert i Figur 4.1. Det fremgår fra resultatene at stivheten til knutepunktet blir høyere med initielt krumme plater enn uten. Den initielle stivheten blir høyere med økende glipestørrelser. Derimot om glipen er større enn 6 mm endres ikke stivheten ytterligere. En forklaring til dette er at spenningene blir så store i endeplatene at de flyter når de klemmes sammen. Figur 4.3(e) viser at endeplaten flyter gjennom hele tykkelsen etter glipen er klemt sammen ved glipestørrelse 6 mm. Når glipestørrelsen er 4 mm flyter deler av endeplaten, se Figur 4.3(c), men ikke gjennom hele tykkelsen. I motsetning ser en i Figur 4.3(a) at endeplaten ikke flyter ved glipestørrelse på 1 mm. Kapasiteten forblir tilnærmet uendret uavhengig av glipestørrelsen.

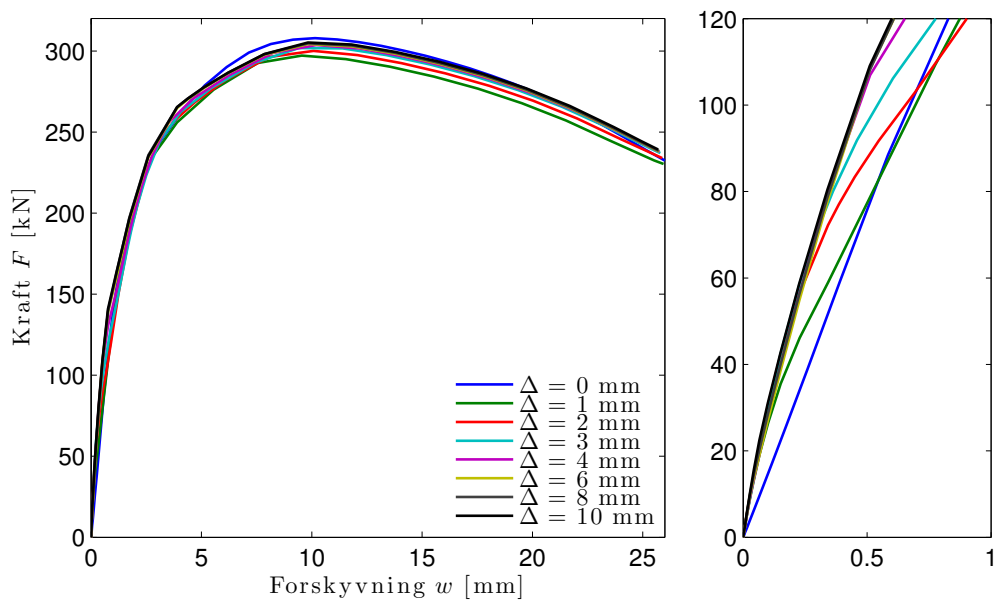
Weldox 700

Resultatene fra analysen er presentert i Figur 4.2. Resultatene viser samme tendens som for endeplaten utført i S355. Den initielle stivheten øker med glipestørrelsen, inntil

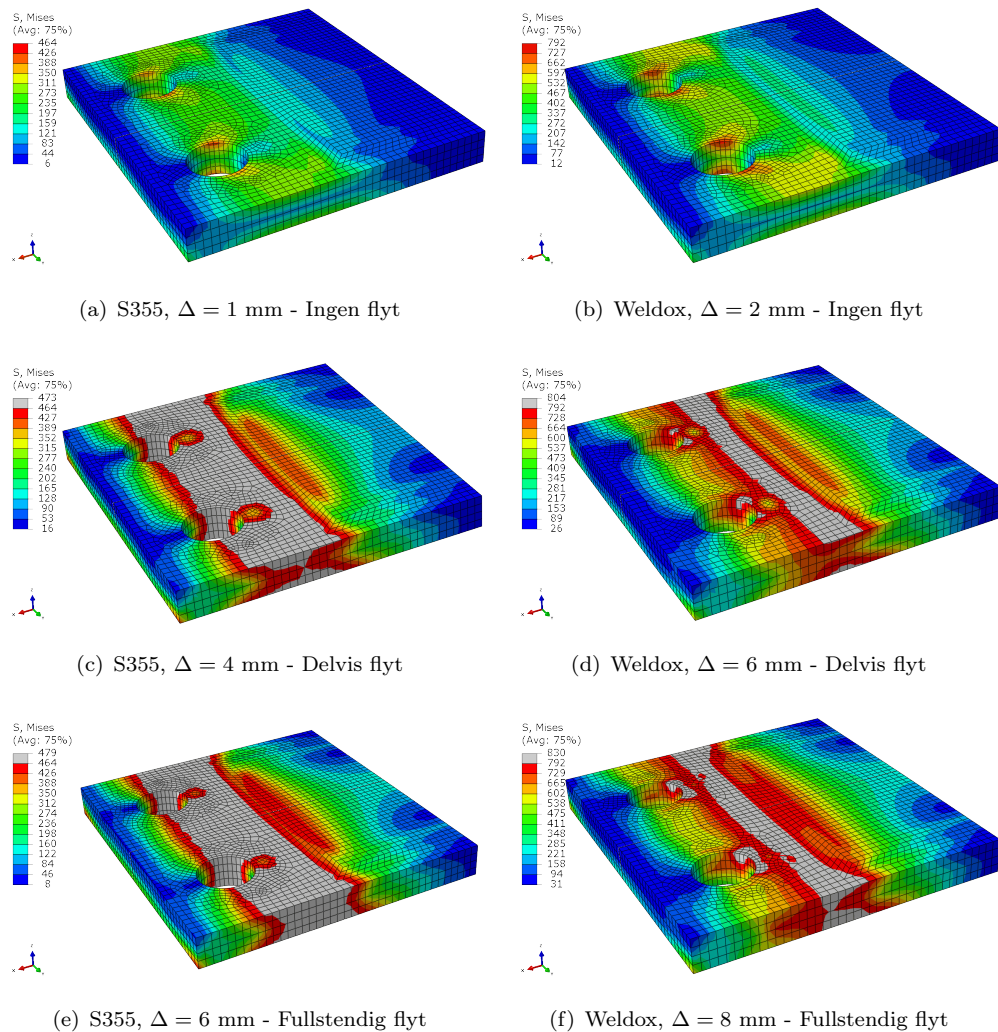


FIGUR 4.1: Kraft-forskyvningskurve for ulike glipestørrelser (Δ) for S355

endeplaten flyter fullstendig ved tilstramning av boltene. Fra Figur 4.3(f) er det tydelig at endeplaten flyter gjennom hele tykkelsen når glipen er på 8 mm. Ved en glipestørrelse på 6 mm flyter endeplaten delvis, men ikke gjennom hele platetykkelsen som vist i Figur 4.3(d). I motsetning ser en i Figur 4.3(b) at endeplaten ikke flyter ved en glipestørrelse på 2 mm. Kapasiteten blir heller ikke her påvirket i særlig grad av glipestørrelsen.



FIGUR 4.2: Kraft-forskyvningskurve for ulike glipestørrelser (Δ) for Weldox 700



FIGUR 4.3: von Mises spenningsfordeling i endeplate etter tilstramning av boltene, ved ulike glipestørrelser (Δ)

Oppsummering

I Tabell 4.1 er det gitt verdier for initiell stivhet, K_{ini} . Stivheten til et knutepunkt med krumme endeplater er betraktelig høyere enn for et med rette endeplater. Ved rette endeplater er stivheten som forventet lik om endeplaten er utført i S355 eller Weldox 700. Når glipestørrelsen er mellom en og to millimeter har skjøtene med endeplate i Weldox 700 høyere stivhet enn de i S355. Fra glipestørrelse større enn to millimeter har skjøtene med endeplate i S355 høyere stivhet enn de i Weldox 700.

Stivheten for skjøtene med endeplate i Weldox 700 ser ut til å avta når glipestørrelsen blir større enn tre millimeter. I Figur 4.2 sammenfaller responskurvene for glipestørrelse mellom to og ti millimeter ved ~ 50 kN. Den beregnede stivheten skulle dermed ha blitt tilnærmet lik, men den har en variasjon på 10 %. Avviket skyldes at kurvene er svakt avtagende, og at det er en variasjon på ± 10 kN i lastnivået på datapunktene som er hentet ut fra analysene.

TABELL 4.1: Initiell stivhet (K_{ini}) for S355 ($f_y = 464$ MPa) og Weldox 700 ($f_y = 792$ MPa) ved ulike kantglippe-størrelser

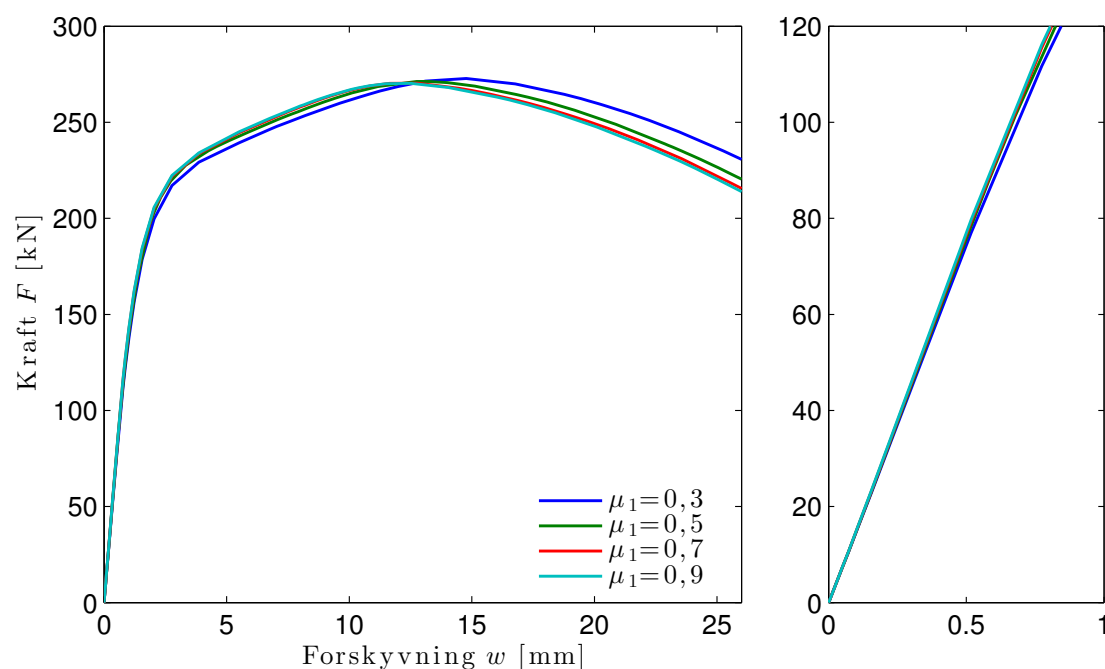
Δ	S355		Weldox 700	
	K_{ini} [kN/mm]	ΔK	K_{ini} [kN/mm]	ΔK
0 mm	151	-	150	-
1 mm	202	34,0 %	235	56,3 %
2 mm	277	83,4 %	281	87,0 %
3 mm	295	95,7 %	282	87,1 %
4 mm	323	114 %	263	75,1 %
6 mm	356	136 %	255	70,2 %
8 mm	355	135 %	265	76,7 %

4.2 Friksjon

Siden komponentforsøket vil medføre kontakt mellom flere deler, er det interessant å studere nærmere effekten av ulike verdier for friksjonskoeffisient mellom delene. På grunn av det stive planet som er opprettet for å kunne modellere symmetri, kan man ikke ha samme friksjonskoeffisient for hele forbindelsen. Det er her sett nærmere på friksjonskoeffisient mellom stålkomponentene i forbindelsen, μ_1 , og friksjonskoeffisienten mellom forbindelsen og det stive planet, μ_2 .

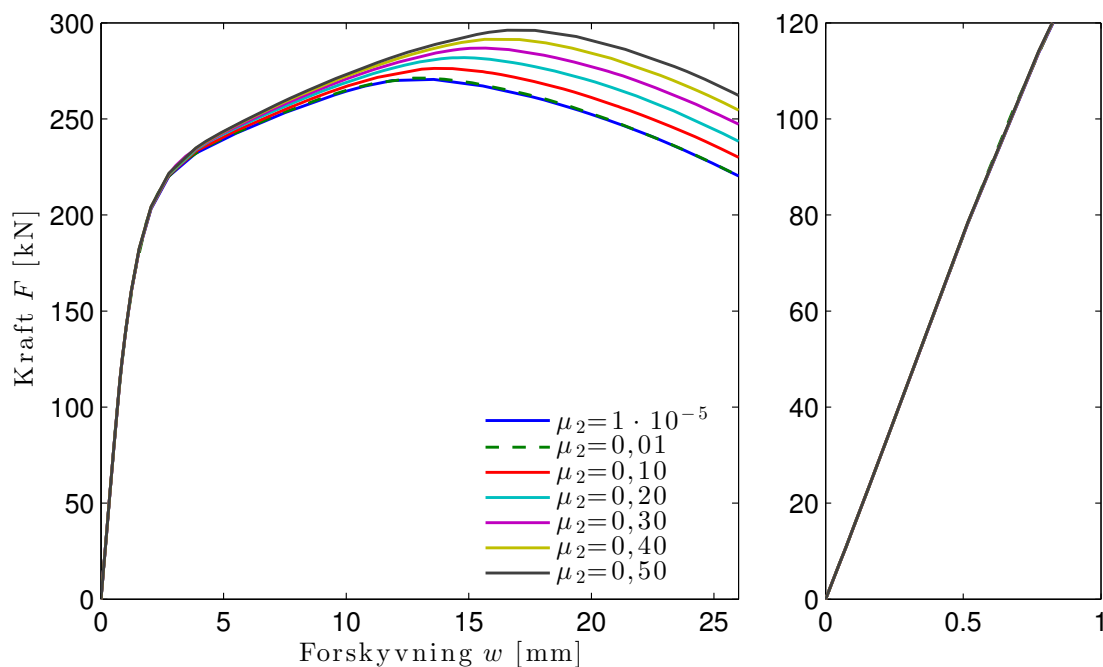
For å finne fornuftige verdier på μ_1 ble to kilder undersøkt [21, 22], og anbefalte verdier lå fra 0,5 til 0,8 for friksjon mellom stål-stål. Det ble derfor valgt å kjøre parameterstudie for μ_1 fra 0,3 til 0,9.

Figur 4.4 viser at ulike verdier for μ_1 ikke hadde stor påvirkning for oppførselen til knutepunktet, hverken for stivhet eller kapasitet. Verdiene innenfor intervallet kildene [21, 22] anbefalte (0,5 – 0,8) ligger tett inntil hverandre, altså betyr det ikke mye for resultatet hva man velger innenfor det anbefalte intervallet.

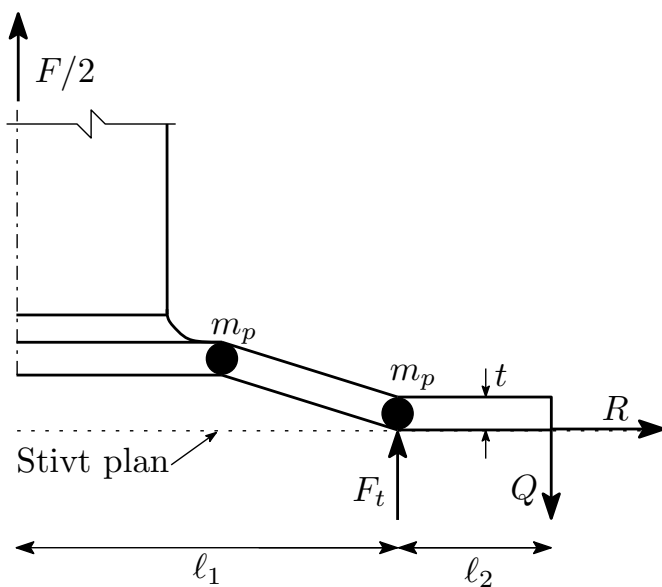


FIGUR 4.4: Kraft-forskyvningskurve med variabel μ_1 og $\mu_2 = 0,01$

Friksjonskoeffisienten mellom forbindelsen og det stive planet, μ_2 , er sett nærmere på i Figur 4.6. Ved symmetrisk deformasjon av endeplatene vil ikke endeplatene ha noe relativ forskyvning i forhold til hverandre. Det er altså rimelig å anta at friksjonskoeffisienten μ_2 skal være tilnærmet lik null. Det var derfor ønskelig å undersøke små verdier, men også interessant å se effekten av store. Derfor ble det sjekket friksjonskoeffisienter fra $1 \cdot 10^{-5}$ til 0,5 for μ_2 .


 FIGUR 4.5: Kraft-forskyvningskurve med $\mu_1 = 0.5$ og variabel μ_2

Figur 4.5 viser at stivheten ikke er avhengig av friksjonskoeffisienten mellom planet og forbindelsen. Kapasiteten derimot er økende i takt med μ_2 . En likevektsbetraktning av Figur 4.6 ser nærmere på årsaken.



FIGUR 4.6: Friksjon mot stivt plan

Dersom man tar momentlikevekt om punktet midt i det plastiske momentet ved bolten, får man følgende:

$$\sum M = 0 \Rightarrow 2m_p + R \cdot \frac{t}{2} - Q \cdot l_2 - \frac{F}{2} \cdot l_1 \quad (4.1)$$

Vi har at $R = \mu_2 Q$. Dersom vi løser for F , får vi et uttrykk for kapasitet:

$$F = \frac{4m_p - Q(2\ell_2 - \mu_2 t)}{\ell_1} \quad (4.2)$$

Det er tydelig fra (4.2) at dersom μ_2 øker vil også F øke, da de øvrige størrelsene er konstante i dette tilfellet. Dette forklarer økningen i kapasiteten observert i Figur 4.5.

4.3 Forspenning i bolt

Ved sammensetning av knutepunktet kan man variere tiltrekkingsmomentet på boltene. Hvor mye man trekker til skruene vil påvirke stivheten til knutepunktet da det vil oppstå kontaktkrefter mellom endeplatene. På bakgrunn av egne erfaringer og tidligere studentarbeider, var det ønskelig å undersøke effektene fra null tiltrekkingsmoment til omtrent 100 Nm. For å modellere effekten av forspenning i Abaqus (se Avsnitt 3.3), må man kjenne kraften i skruen fra tiltrekkingsmomentet.

Standarden for utførelse av stålkonstruksjoner og aluminiumskonstruksjoner, NS-EN 1090-2 [23], foreslår i Avsnitt 8.5.2 en formel for omregning mellom tiltrekkingsmoment ($M_{r,i}$) og forspenningskraft ($F_{p,C}$):

$$M_{r,i} = k_m d F_{p,C} \quad \Leftrightarrow \quad F_{p,C} = \frac{M_{r,i}}{k_m d} \quad (4.3)$$

Her er d diameter på bolten og k_m er en verdi basert på k -klasse. Ligning (4.3) gjelder for k -klasse K2 og K1. Verdier for k_m finner man i CE -merkingen til produsenten av bolten. I NS-EN 14993-1 [24] er det gitt eksempler som varierer fra 0,10 til 0,13 for M16 bolter, her ble $k_m = 0,13$ valgt. Forspenningskraft for 100 Nm blir da:

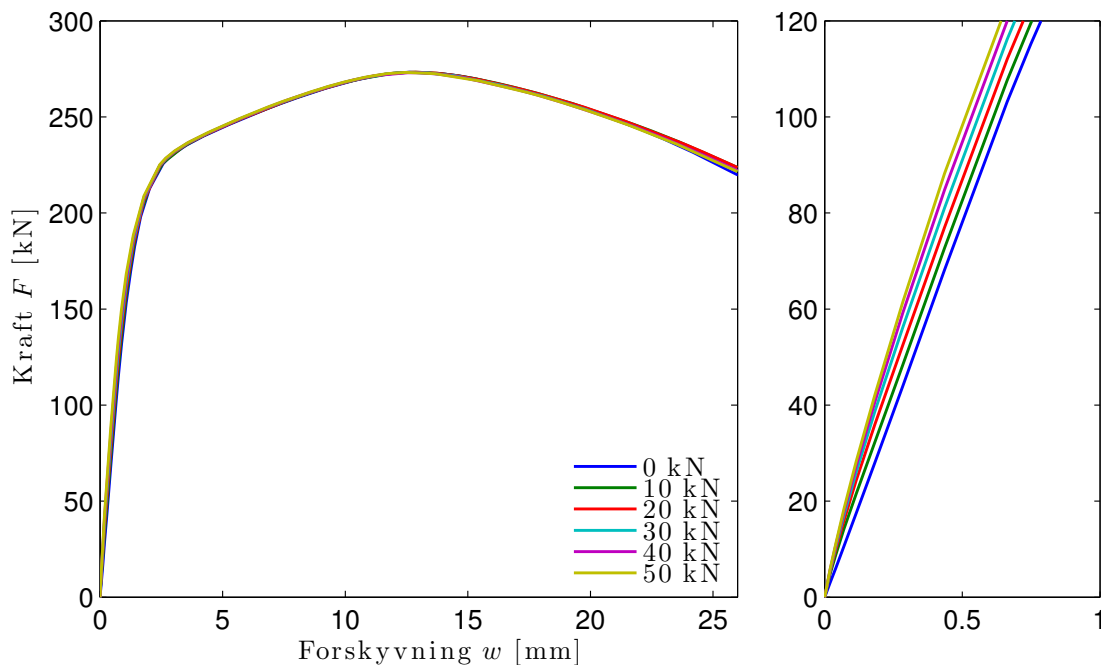
$$F_{p,C} = \frac{100 \cdot 10^3}{0,13 \cdot 16} = 48,1 \text{ kN}$$

Parameterstudiet for forspenning i boltene ble derfor undersøkt med forspenningskraft fra 0 til 50 kN.

TABELL 4.2: Initiell stivhet (K_{ini}) for forspenning i bolter

Forspenningskraft ($F_{p,C}$)	K_{ini} [kN/mm]	ΔK
0	150	-
10 kN	155	3,1 %
20 kN	159	6,0 %
30 kN	164	8,8 %
40 kN	168	11,5 %
50 kN	171	13,8 %

Figur 4.7 viser som forventet at stivheten påvirkes mens kapasiteten forblir uendret. Noe som kan forklares med at kraften i starten må overvinne kontaktkreftene mellom endeplatene før kraften etterhvert går over på skruene og begynner å trekke knutepunktet fra hverandre. Store kontaktkrefter gir høye krefter før separasjon mellom endeplatene, som videre gir høy stivhet. Tabell 4.2 viser at en kraftøkning på 10 kN øker knutepunktets

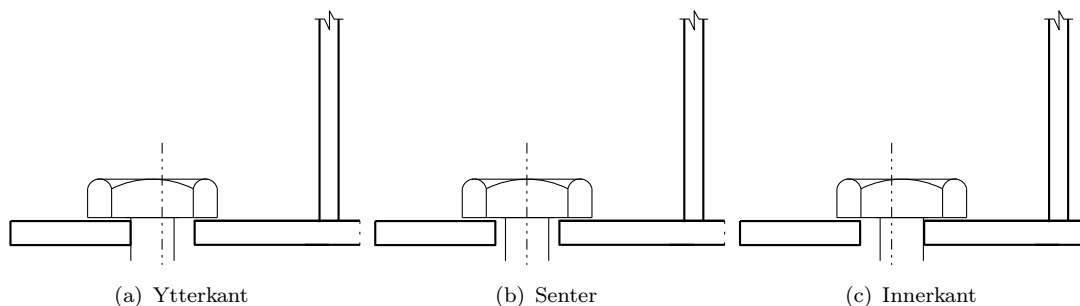


FIGUR 4.7: Kraft-forskyvningskurve for ulike forspenning av boltene

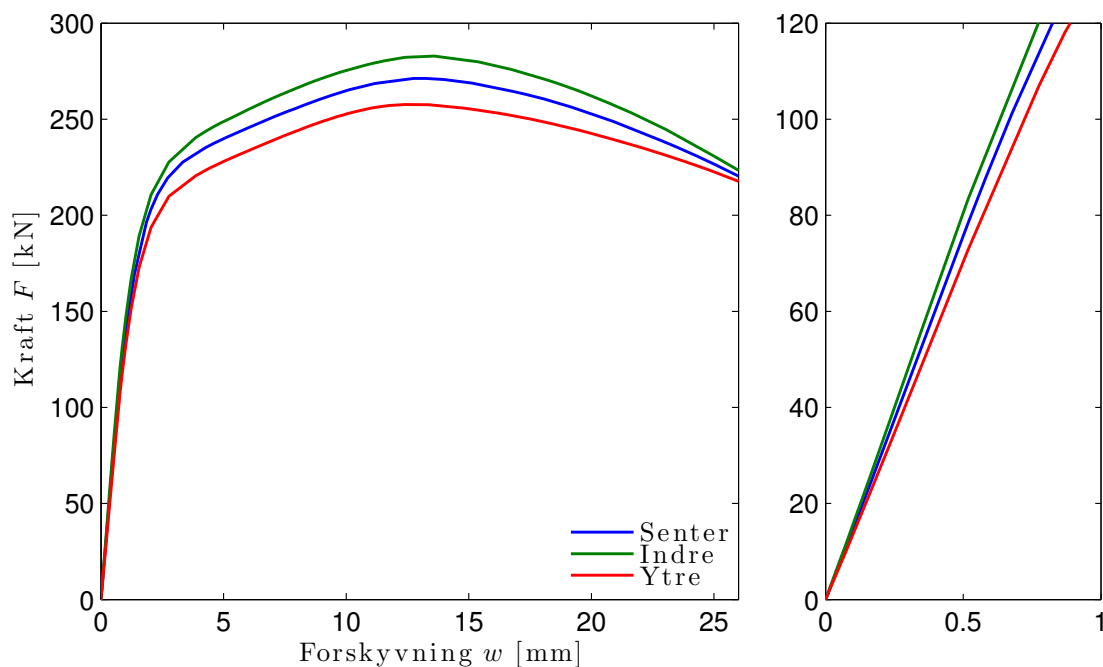
stivhet med omtrent 3 %. Forskjellen mellom en forbindelse med null forspenning og et tiltrekkingsmoment på 100 Nm (tilsvarer ~ 50 kN) er nesten 14 % som er en betydelig forskjell.

4.4 Bolteplassering

Siden hullene i endeplaten er større enn boltene, er det mulig for boltene å ha ulike plasseringer innad i hullene. For å undersøke hvilken effekt dette har på oppførselen til knutepunktet ble det sett nærmere på tre scenarioer. Ett hvor alle boltene står i senter av boltehullet, ett hvor boltene er plassert i ytterkant av hullene og til slutt ett hvor boltene er plassert i innerkant av hullene. De tre ulike scenarioene er illustrert i Figur 4.8.


 FIGUR 4.8: Ulike plassering av bolt, $\pm 0,5$ mm fra senter hull til senter bolt

Fra kraft-forskyvningskurven i Figur 4.9 ser man at plasseringen til bolten har en betydning for både kapasiteten og stivheten til knutepunktet, forskjellen mellom de ulike scenarioene er oppsummert i Tabell 4.3, hvor senter er satt som referanse. Det er tydelig at en forskjell på 0,5 mm er tilstrekkelig til å gjøre utslag på oppførselen til knutepunktet. Denne forskjellen kan forklares med en endring i kraftarm som følge av boltens plassering. Lengre arm (ytre) gir lavere kapasitet/stivhet, mens kortere (indre) gir høyere.

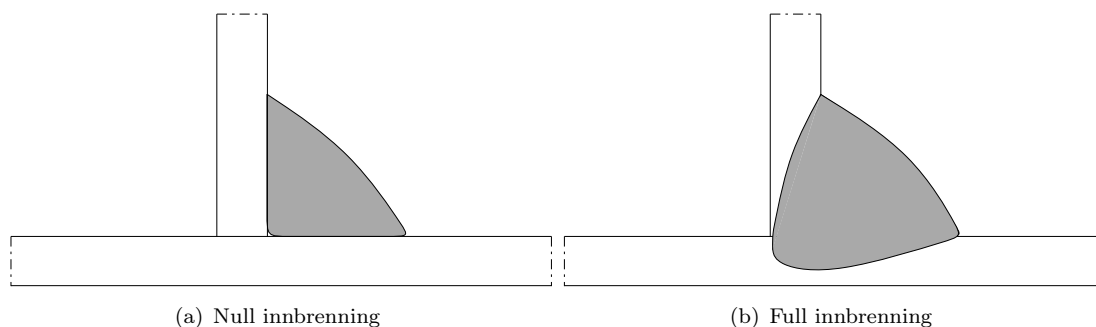


FIGUR 4.9: Kraft-forskyvningskurve for ulike plasseringer av bolt

	F [kN]	ΔF	K_{ini} [kN/mm]	ΔK
Senter	271	-	137	-
Ytterst	258	-4,8 %	131	-4,4 %
Innerst	283	4,4 %	145	5,8 %

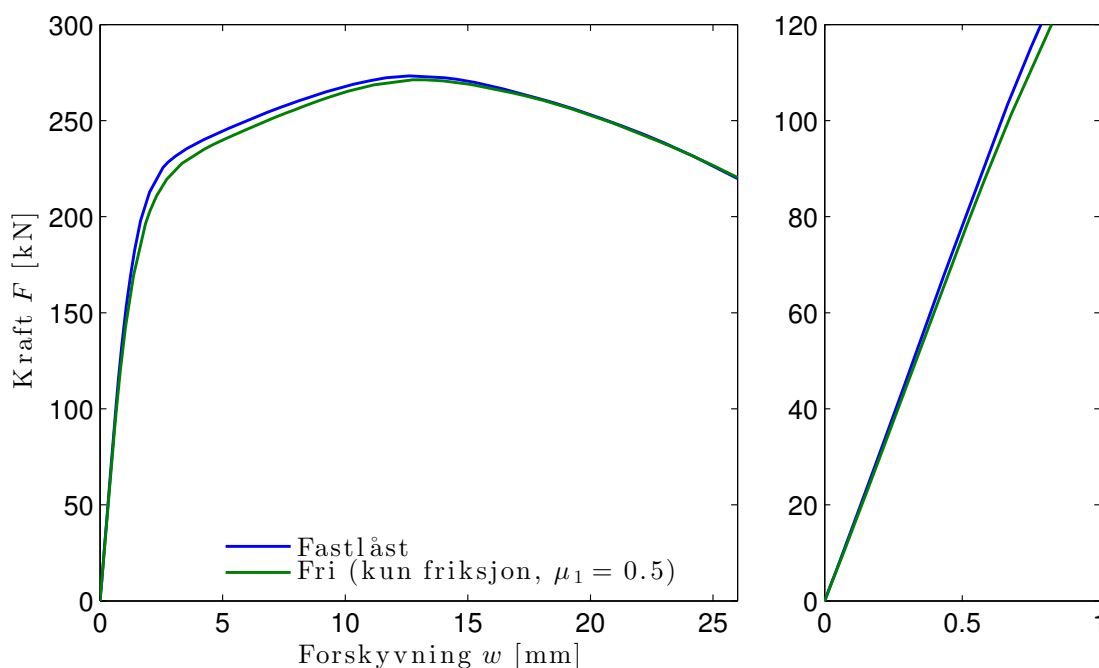
 TABELL 4.3: Kapasitet (F) og initiell stivhet (K_{ini}) for ulik bolteplassering

4.5 Forbindelse HUP-endeplate



FIGUR 4.10: Sveiseforbindelse mellom hulprofil-endeplate

Når hulprofilet sveises til endeplaten vil sveisen sørge for at begge delene henger sammen. Det er vanskelig å vite hvor dypt roten til sveisen sitter uten å ødelegge knutepunktet. Det er derfor ønskelig å undersøke effekten av forskjellen mellom full innbrenning og null innbrenning av hulprofilet som illustrert i Figur 4.10. I Abaqus kan dette modelleres ved å fastlåse hulprofilet til endeplaten med en *TIE-constrain* for full innbrenning, og vanlig kontaktbetingelse med friksjon mellom hulprofil og endeplate for null innbrenning.



FIGUR 4.11: Kraft-forskyvningskurve for HUP med og uten fastlåsing til endeplate

Resultatene i Figur 4.11 viser at forskjellen er liten, men at knutepunktet blir noe stivere og har litt større kapasitet dersom sveisen har full innbrenning i hulprofilet. At full innbrenning ville være stivere og ha høyere kapasitet var forventet, men i hvor stor grad var vanskelig å forutsi.

Kapittel 5: Håndberegninger etter Eurokoden

For å kunne sammenligne forsøksdata og numeriske analyser med gjeldene regelverk, er det utført håndberegninger etter anvisninger fra NS-EN 1993-1-8 [1]. Dette er gjort i tråd med teori gjennomgått i Avsnitt 2.2. I dette kapitlet er kun og hovedtrekkene i beregningene og resultatene tatt med, detaljerte utregninger er gitt i Vedlegg B.

For å oppnå best mulig sammenligningsgrunnlag er materialfaktorene (γ_{M0}) som inngår i beregningene satt til 1,00. Dette fordi flytespenningene brukt i beregningene er basert på resultatene fra materialprøvene (se Kapittel 7). I beregningene er følgende flytespenninger benyttet:

$$\begin{aligned}f_{u,S355} &= 405 \text{ MPa} \\f_{u,Weldox 700} &= 790 \text{ MPa}\end{aligned}$$

For M16-8.8 boltene er kapasiteten funnet ut fra *Stålkonstruksjoner, Profiler og Formler* [25] hvor materialfaktoren, γ_{M2} , er satt til 1,00. Det gir verdiene gitt nedenfor (detaljer i B.1):

$$\begin{aligned}F_{t,Rd} &= \frac{\alpha_v f_{ub} A_s}{\gamma_{M2}} = 113 \text{ kN} \\k_{10} &= \frac{1,6 \cdot A_s}{L_b} = 8,662 \text{ mm}\end{aligned}$$

5.1 Prøvestykke A1

Effektiv lengde for prøvestykket er like for bruddmode 1 og 2:

$$\ell_{eff} = 50 \text{ mm} \tag{5.1}$$

5.1.1 Kapasitet:

Plastisk motstandsmoment er gitt ved:

$$M_{pl,Rd} = 0,25 \sum \ell_{eff} t_f^2 \frac{f_y}{\gamma_{M0}} = \underline{324 \cdot 10^3 \text{ Nmm}} \tag{5.2}$$

Dimensjonerende kapasitet for prøvestykket er bestemt av bruddmode 1:

$$F_{T,Rd} = F_{T,1,Rd} = 2 \cdot \frac{4M_{pl,Rd}}{m} = \underline{\underline{106 \text{ kN}}} \quad (5.3)$$

5.1.2 Stivhet

Stivhetskoeffisient for endeplaten i prøvestykket er gitt ved:

$$k_5 = \frac{0,9 \ell_{eff} t_p^3}{m^3} = 1,597 \text{ mm} \quad (5.4)$$

Ekvivalent stivhetskoeffisient for sammenboltet T-stykke er bestemt av:

$$k_{eq} = \frac{1}{\frac{1}{k_5} + \frac{1}{k_{10}} + \frac{1}{k_5}} = 0,731 \text{ mm} \quad (5.5)$$

Prøvestykket består av to T-stykker som nevnt over, derfor er stivheten for hele prøvestykket gitt av:

$$K_{tot} = 2 \cdot k_{eq} E = \underline{\underline{307 \cdot 10^3 \text{ N/mm}}} \quad (5.6)$$

5.2 Prøvestykke A2

Effektiv lengde for prøvestykket er like for bruddmode 1 og 2:

$$\ell_{eff} = 50 \text{ mm} \quad (5.7)$$

5.2.1 Kapasitet:

Plastisk motstandsmoment er gitt ved:

$$M_{pl,Rd} = 0,25 \sum \ell_{eff} t_f^2 \frac{f_y}{\gamma_{M0}} = \underline{\underline{632 \cdot 10^3 \text{ Nmm}}} \quad (5.8)$$

Dimensjonerende kapasitet for prøvestykket er bestemt av bruddmode 1:

$$F_{T,Rd} = F_{T,1,Rd} = 2 \cdot \frac{4M_{pl,Rd}}{m} = \underline{\underline{208 \text{ kN}}} \quad (5.9)$$

5.2.2 Stivhet

Siden prøvestykke A2 har samme nominell geometri som A1 vil stivheten være den samme:

$$K_{tot} = \underline{\underline{307 \cdot 10^3 \text{ N/mm}}} \quad (5.10)$$

5.3 Prøvestykke B1

Effektiv lengde for prøvestykket er like for bruddmode 1 og 2:

$$\ell_{eff} = 50 \text{ mm} \quad (5.11)$$

5.3.1 Kapasitet:

Plastisk motstandsmoment er gitt ved:

$$M_{p\ell,Rd} = 0,25 \sum \ell_{eff} t_f^2 \frac{f_y}{\gamma_{M0}} = \underline{\underline{324 \cdot 10^3 \text{ Nmm}}} \quad (5.12)$$

Dimensjonerende kapasitet for prøvestykket er bestemt av bruddmode 1:

$$F_{T,Rd} = F_{T,1,Rd} = 2 \cdot \frac{4M_{p\ell,Rd}}{m} = \underline{\underline{88,3 \text{ kN}}} \quad (5.13)$$

5.3.2 Stivhet

Stivhetskoeffisient for endeplaten i prøvestykket er gitt ved:

$$k_5 = \frac{0,9 \ell_{eff} t_p^3}{m^3} = 0,912 \text{ mm} \quad (5.14)$$

Ekvivalent stivhetskoeffisient for sammenboltet T-stykke er bestemt av:

$$k_{eq} = \frac{1}{\frac{1}{k_5} + \frac{1}{k_{10}} + \frac{1}{k_5}} = 0,433 \text{ mm} \quad (5.15)$$

Prøvestykket består av to T-stykker som nevnt over, derfor er stivheten for hele prøvestykket gitt av:

$$K_{tot} = 2 \cdot k_{eq} E = \underline{\underline{182 \cdot 10^3 \text{ N/mm}}} \quad (5.16)$$

5.4 Prøvestykke B2

Effektiv lengde for prøvestykket er like for bruddmode 1 og 2:

$$\ell_{eff} = 50 \text{ mm} \quad (5.17)$$

5.4.1 Kapasitet:

Plastisk motstandsmoment er gitt ved:

$$M_{pl,Rd} = 0,25 \sum \ell_{eff} t_f^2 \frac{f_y}{\gamma_{M0}} = \underline{632 \cdot 10^3 \text{ Nmm}} \quad (5.18)$$

Dimensjonerende kapasitet for prøvestykket er bestemt av bruddmode 1:

$$F_{T,Rd} = F_{T,1,Rd} = 2 \cdot \frac{4M_{pl,Rd}}{m} = \underline{\underline{172 \text{ kN}}} \quad (5.19)$$

5.4.2 Stivhet

Siden prøvestykke B2 har samme geometri som B1 vil stivheten være den samme:

$$K_{tot} = \underline{\underline{182 \cdot 10^3 \text{ N/mm}}} \quad (5.20)$$

5.5 Kapasitet og stivhet for alle prøvestykker

TABELL 5.1: Resultat håndberegninger etter NS-EN 1993-1-8

PrøveID	Stålkvalitet	Endeplate ($l \times b \times t$) [mm]	Kapasitet [kN]	Stivhet [kN/mm]
A1	S355	180×100×8	106	307
A2	Weldox 700	180×100×8	208	307
B1	S355	220×100×8	88,3	182
B2	Weldox 700	220×100×8	172	182

Tabell 5.1 inneholder en oppsummering av resultatene fra håndberegningene etter NS-EN 1993-1-8. Siden bruddmode 1 er dimensjonerende for alle prøvestykkene, er det kun flytespenningen som skiller kapasitetene fra hverandre. Flytespenningen til Weldox 700 er i underkant av det doble (eksakt 1,95) til S355. Fra tabellen ser man at det er det samme forholdet mellom kapasitet til A1-A2 og B1-B2.

Stivheten påvirkes som kjent av geometrien til knutepunktet og elastisitetsmodulen, hvor sistnevnte er lik for Weldox 700 og S355. Derfor er det kun geometrien som påvirker stivheten her. Det er viktig å merke seg at alle størrelser her er basert på nominelle verdier (sett bort fra flytespenningen).

Kapittel 6: Laborieforsøk

Forsøkene som ble utført i laboratoriet var fire strekktester av endeplateskjøter med to tilhørende materialprøver. Hovedformålet med forsøkene var å bestemme den initiale stivheten til forbindelsene, og sammenligne med beregnet stivhet fra numeriske analyser og håndberegninger fra Eurokoden. I tillegg ble det sett på hvordan kapasiteten påvirkes med endeplater utført i høyfast stål.

Samtlige av endeplateforbindelsene ble utført i hulprofiler med dimensjon $80 \times 80 \times 4$ mm og stål kvalitet S355. Tabell 6.1 viser oversikt over de ulike variantene av endeplater som ble benyttet. I sammenstillingen ble endeplatene sveiset til hulprofilene og deretter skrudd sammen med fire M16-8.8 bolter, se Figur 6.5 for sammensatt prøvestykke.

TABELL 6.1: Oversikt prøvestykker

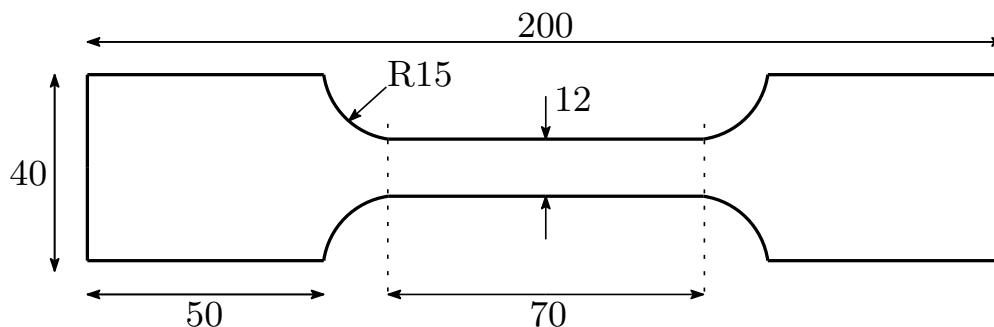
Prøvestykke	Endeplate ($l \times b \times t$) [mm]	Stålfasthet endeplate
A1	$180 \times 100 \times 8$	S355
A2	$180 \times 100 \times 8$	Weldox 700
B1	$220 \times 100 \times 8$	S355
B2	$220 \times 100 \times 8$	Weldox 700

6.1 Strekkforsøk av materialprøver

Riktig materialmodell for delkomponentene i prøvestykkene er essensielt for å oppnå best mulig resultat på numeriske analyser og håndberegninger. Endeplaten er den delen som deformeres mest og derfor er det spesielt viktig å kartlegge oppførselen til dét materialet. Endeplatene utført i Weldox 700 ble tatt fra en større plate, den samme platen som ble brukt i Kristian Lauknes sin masteroppgave, våren 2013 [5]. Lauknes utførte materialprøver i begge retninger på denne platen, hans data er her benyttet for Weldox 700. Endeplatene utført i S355 ble tatt fra en valset stålplate med bredde 100 mm. Siden en standard materialprøve har lengde på 200 mm, ble det utført to tester i lengderetningen, som også er den interessante retningen.

6.1.1 Oppsett og utførelse

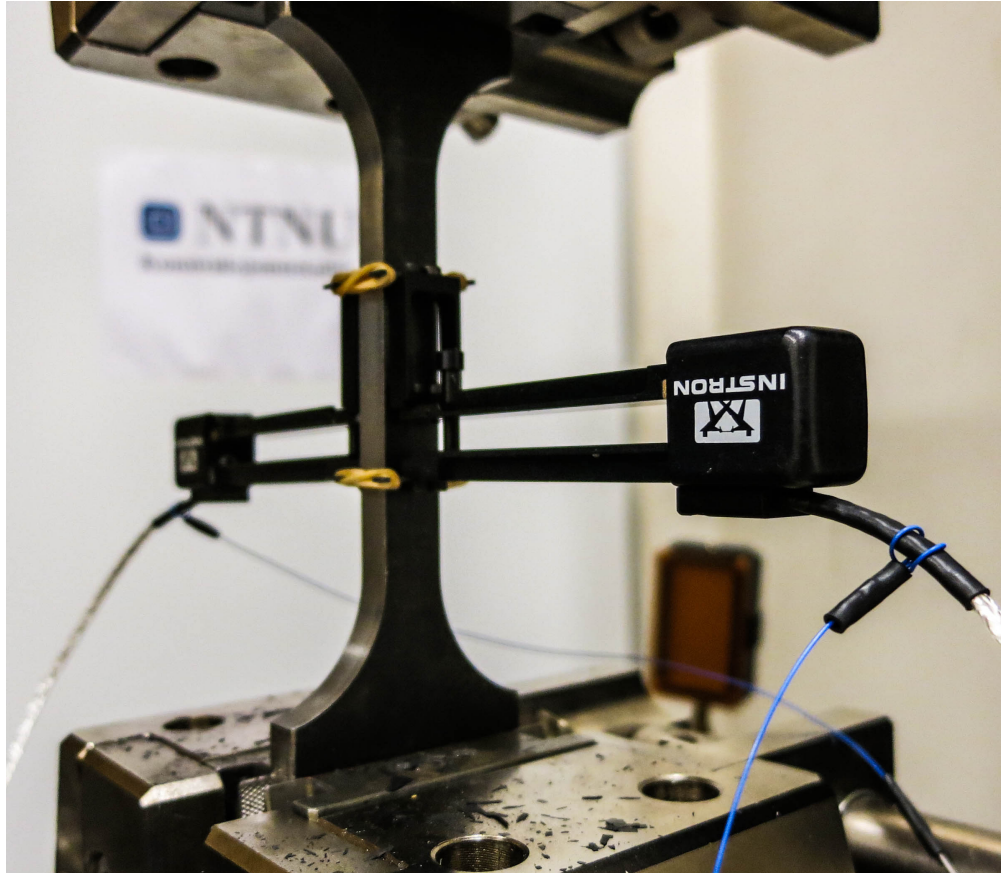
Beskrivelsene i dette delkapittelet gjelder for materialprøvene gjort i forbindelse med denne oppgaven. Se Lauknes sin oppgave for tilsvarende beskrivelse for Weldox 700 materialprøvene.



FIGUR 6.1: Nominell geometri strekkprøver, mål i mm

Figur 6.1 viser nominell geometri for materialprøvene. Prøvene ble målt med et standard mikrometer, målene finnes i Vedlegg A.5. Strekkprøvene avviker fra standard materialprøver ved at de mangler hull i endene. Siden hullene primært er der for å sikre 100 % sentrisk innfestning i bakkene, ble det gjort manuelt i dette forsøket. Prøvene ble plassert så sentrisk som praktisk mulig i strekkbenken *INSTRON 5982*. Figur 6.2 viser testoppsettet, med to påsatte ekstensometre som hver måler tøyning. Strekkforsøkene ble utført med en konstant hastighet på 1 mm/min frem til brudd, se Figur 6.3. Ekstensometrene målte data frem til en tøyning på omtrent 18 %, da ble de fjernet for å hindre at de ble ødelagt.

Data som ble lagret var kraft (kN) og forskyvning (mm) målt av maskinen, og tøyninger (%) målt av ekstensometrene. Tøyningene fra de to ekstensometrene ble midlet i



FIGUR 6.2: Testoppsett - materialprøver

resultatene. Videre ble teori fra Avsnitt 2.3.2 brukt til å omregne fra ingeniørtøyning og ingeniørspenning til sann tøyning og sann spenning. De sanne tøyningene og spennin-
gene ble brukt som grunnlag for å bestemme flytespenning til de numeriske analysene i Abaqus.



FIGUR 6.3: Materialprøve etter brudd

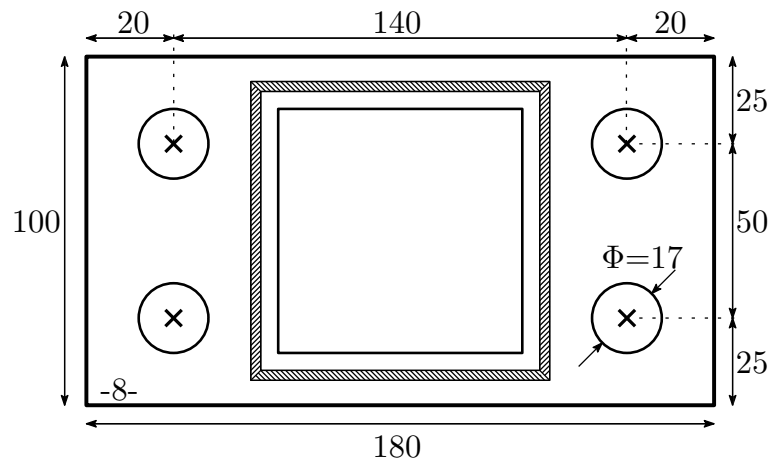
6.2 Strekkforsøk av endeplateskjøt med hulprofiler

Som nevnt starten av kapittelet ble det utført fire komponenttester, med geometriene gitt i Tabell 6.1.

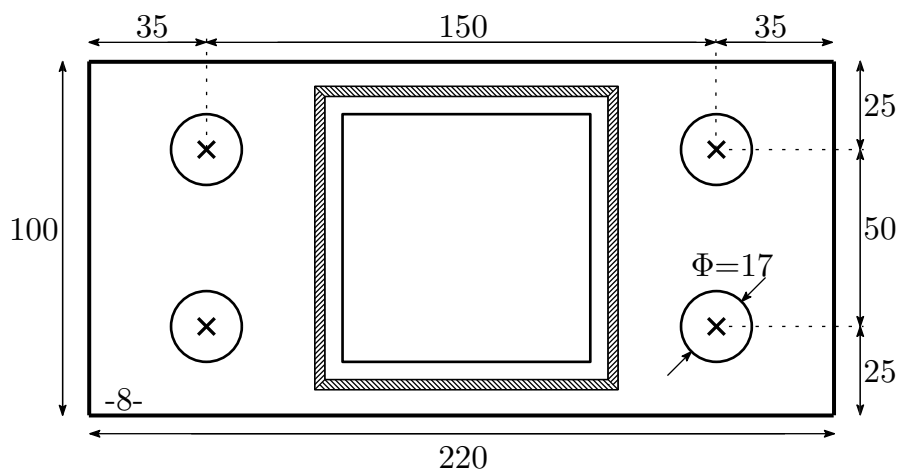
6.2.1 Geometri

Nedenfor følger nominell geometri for endeplatene og prøvestykkene som ble brukt i forsøkene.

Endeplater



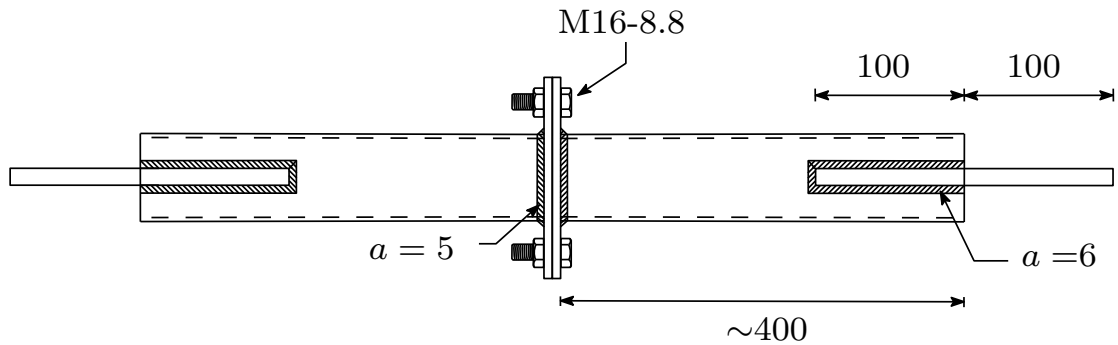
(a) Type A endeplater



(b) Type B endeplater

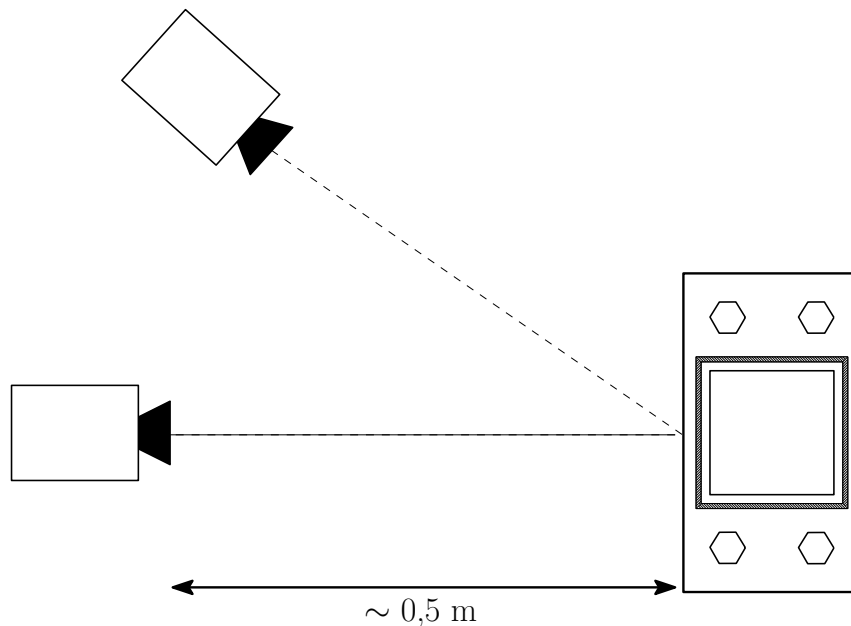
FIGUR 6.4: Nominell geometri endeplater, mål i mm

Prøvestykker



FIGUR 6.5: Geometri sammensatt skjøt, mål i mm

6.2.2 Oppsett og utførelse



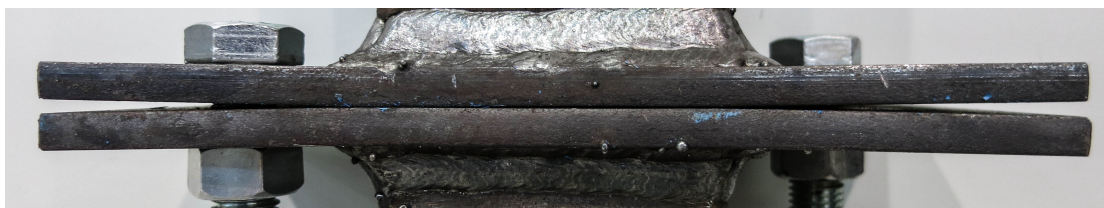
FIGUR 6.6: Skisse av oppsettet for 3D-målingen med ARAMIS

Strekkforsøkene av hulprofilene ble utført i en prøvemaskin, *INSTRON SCHENK*, med en strekkkapasitet på 1000 kN. Prøvestykkene ble klemt fast av hydrauliske gripebraketter i hver ende, se Figur 6.9 for bilde av et montert prøvestykke. Måle- og prosesseringsutstyret *ARAMIS* (se Avsnitt 2.5) ble satt opp på den ene siden av prøvestykket for å måle aktuelle data, som illustrert i Figur 6.6. *ARAMIS* ble satt til å lagre bilder hvert andre sekund. En forutsetning for at *ARAMIS* skal kunne måle forskyvninger på prøvesykkene er at overflaten ikke er homogen. Derfor ble samtlige av prøvesykkene preparert med en hvit grunning og deretter spraylakkert med svart maling for å lage et prikkemønster, som forklart i Avsnitt 2.5. Et ferdig preparert prøvestykke er illustrert i Figur 6.7.



FIGUR 6.7: Prøvestykke A1 preparert med hvit grunning og spraylakkert med svart

Alle strekkprøvene ble utført etter samme forsøksprosedyre. I første trinn ble boltene tiltrukket med 80 Nm, her ble krumningen i endeplatene på grunn av sveisedeformasjoner motvirket. Figur 6.8 viser prøvestykke B1 før tiltrekking av boltene. Videre ble prøvestykkene lastet på, til 50 kN og avlastet to ganger. Dette ble gjort med en manuell hastighet styrt med *LABTRONIC 8800* kontrolleren. I neste trinn ble boltene tiltrukket ytterligere til 120 Nm. Prøvestykkene ble så lastet på og av etter samme prosedyre som i første trinn. Forspenningen ble deretter kontrollert, og i siste trinn ble prøvestykket lastet på til brudd, eller til lasten begynte å avta. I dette trinnet ble forsøket kjørt sakte i starten med en foreskrevet initiell hastighet frem til synlig glippe mellom hulprofilene oppstod. Deretter ble hastigheten økt for resterende del av forsøket. Disse tre trinnene er oppsummert i Tabell 6.2.



FIGUR 6.8: Prøvestykke B1 med krumning før tiltrekking av bolter

TABELL 6.2: Oversikt over forsøkstrinn

Trinn	Tiltrekkingsmoment [Nm]	Last
I	80	to ganger pålasting à 50 kN
II	120	to ganger pålasting à 50 kN
III	120	pålasting til brudd



(a) Prøvestykke A1 ved forsøksstart

(b) Prøvestykke A1 ved forsøksslutt

FIGUR 6.9: Prøvestykke A1 før og etter forsøk

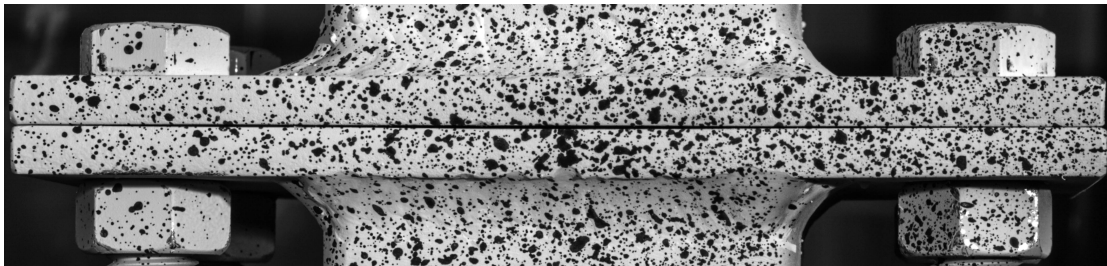
A1

Trinn I: Kjørt med gjennomsnittshastighet på 4,2 mm/min i totalt 82 sekunder.

Trinn II: Kjørt med gjennomsnittshastighet på 3,2 mm/min i totalt 91 sekunder.

Trinn III: Kjørt med initiell konstant hastighet på 1 mm/min og så 3 mm/min etter synlig glippe. Forsøket varte 618 sekunder (~ 10 min).

I Trinn I og II ble det ikke observert deformasjoner eller andre effekter på prøvestykket. I Trinn III var det mulig å observere en synlig glippe ved kraft 79 kN, som vist i Figur 6.10. Når kraften kom over ~ 150 - 170 kN kunne man observere en skjevhet i prøvestykket



FIGUR 6.10: Prøvestykke A1 ved synlig glippe

og asymmetrisk deformasjon av endeplatene. Skjevheten ble forsterket ytterligere frem til prøven gikk i brudd. Bruddet gikk i sveisen som vist i Figur 6.11, årsaken til dette kan være dårlig innbrenning eller skjevheten som oppstod i prøvestykket.



FIGUR 6.11: Brudd i sveis på prøvestykke A1, bilde fra "bakside" relativt til kamera

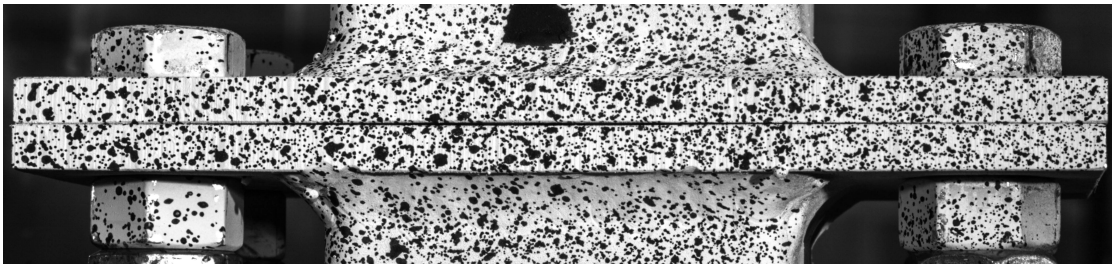
A2

Trinn I: Kjørt med gjennomsnittshastighet på 1,0 mm/min i totalt 69 sekunder.

Trinn II: Kjørt med gjennomsnittshastighet på 1,0 mm/min i totalt 61 sekunder.

Trinn III: Kjørt med initiell konstant hastighet på 1 mm/min og så 3 mm/min etter synlig glippe. Forsøket varte 305 sekunder (~ 5 min).

I Trinn I og II ble det ikke observert deformasjoner eller andre effekter på prøvestykket. I Trinn III var det mulig å observere en synlig glippe ved kraft 77 kN, som vist i Figur 6.12. Når kraften kom over omtrent 200 kN kunne man observere at en skjevhet i prøvestykket



FIGUR 6.12: Prøvestykke A2 ved synlig glippe

og asymmetrisk deformasjon endeplatene. Skjevheten ble forsterket ytterligere frem til prøven gikk i brudd. Bruddet gikk i sveisen som vist i Figur 6.13, årsaken til dette kan være dårlig innbrenning eller skjevheten som oppstod i prøvestykket.



FIGUR 6.13: Brudd i sveis på prøvestykke A2, bilde fra "siden" relativt til kamera

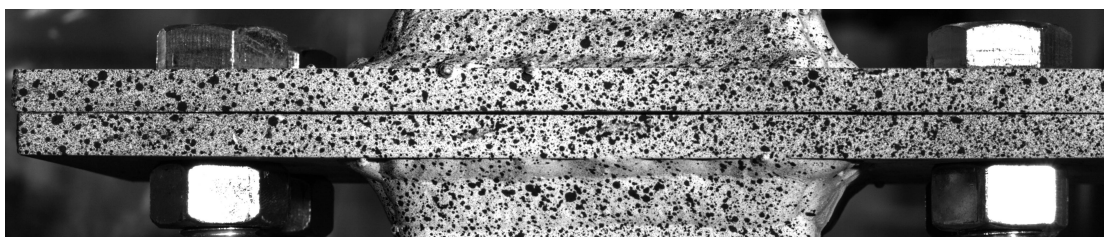
B1

Trinn I: Kjørt med gjennomsnittshastighet på 2,6 mm/min i totalt 144 sekunder.

Trinn II: Kjørt med gjennomsnittshastighet på 2,9 mm/min i totalt 114 sekunder.

Trinn III: Kjørt med konstant hastighet på 1 mm/min. Forsøket varte 1570 sekunder (~ 26 min).

I Trinn I og II ble det ikke observert deformasjoner eller andre effekter på prøvestykket. I Trinn III var det mulig å observere en synlig glippe ved kraft 75 kN, som vist i Figur 6.14.



FIGUR 6.14: Prøvestykke B1 ved synlig glippe

Hverken skjevhet eller asymmetriske deformasjoner ble observert ved strekking av prøvestykke B1. Forsøket ble avsluttet etter at lasten begynte å avta. I Figur 6.15 kan en se sprekkdannelse mellom endeplaten og sveisen.



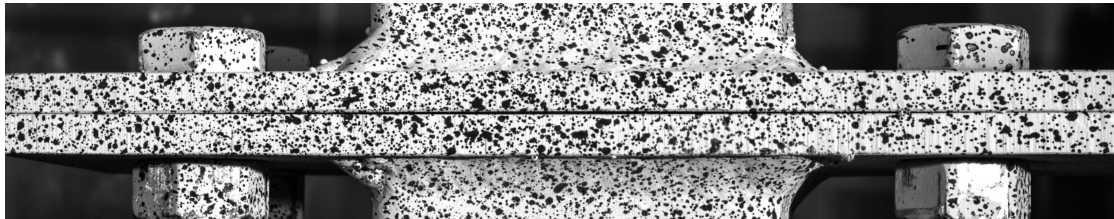
FIGUR 6.15: Sprekkdannelse ved sveis på prøvestykke B1, bilde fra "bakside" relativt til kamera

B2

Trinn I: Kjørt med gjennomsnittshastighet på 3,8 mm/min i totalt 91 sekunder.

Trinn II: Kjørt med gjennomsnittshastighet på 2,5 mm/min i totalt 86 sekunder.

Trinn III: Kjørt med initiell konstant hastighet på 1 mm/min og så 3 mm/min etter synlig glippe. Forsøket varte 601 sekunder (~ 10 min).



FIGUR 6.16: Prøvestykke B2 ved synlig glippe

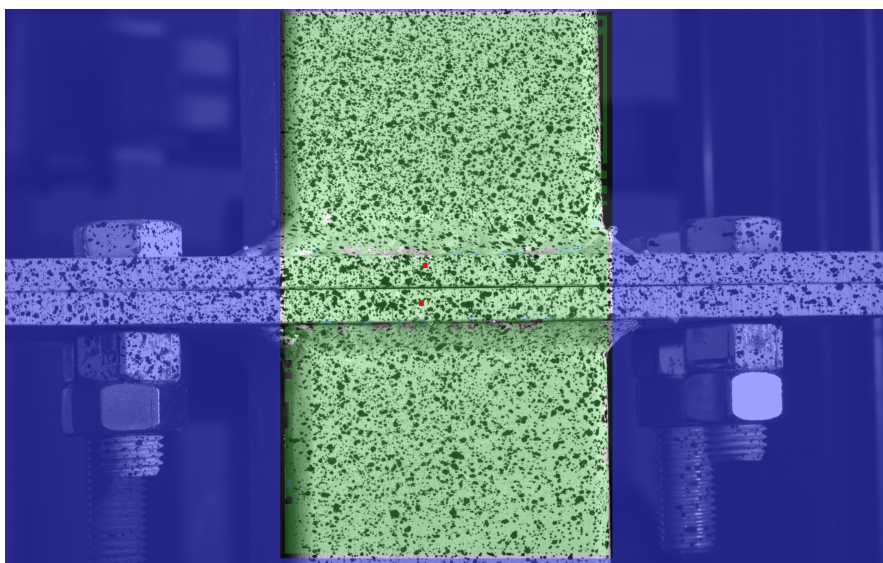
I Trinn I og II ble det ikke observert deformasjoner eller andre effekter på prøvestykket. I Trinn III var det mulig å observere en synlig glippe ved kraft 68 kN. Når kraften kom over omtrent 230 kN kunne man observere asymmetrisk deformasjon av endeplaten og en skjevhet i prøvestykket. Skjevheten ble forsterket ytterligere frem til prøven gikk i brudd. Bruddet gikk i sveisen som vist i Figur 6.17, årsaken til dette kan være dårlig innbrenning.



FIGUR 6.17: Brudd i sveis på prøvestykke B2, bilde fra "bakside" relativt til kamera

6.3 Postprosessering av rådata i *ARAMIS*

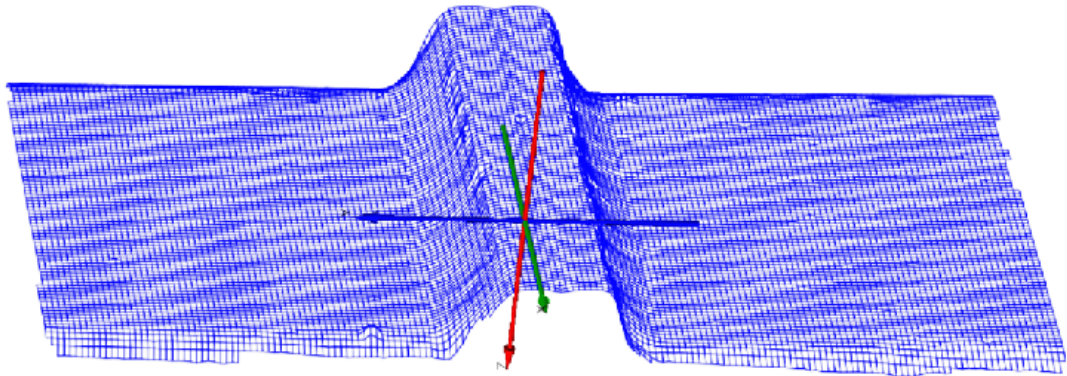
For å hente ut ønsket data fra *ARAMIS* var det nødvendig og postprosessere rådataene fra forsøkene. Dette ble gjort i *ARAMIS* sin egne programvare. Første skritt i prosessen var å definere et ønsket område hvor man skulle behandle data fra, en såkalt "*facet*", som illustrert med grønt i Figur 6.18. Neste steg i prosessen var å velge ut startpunkter/referansepunkter som registrerer mønsteret i første bilde og følger så det samme mønsteret i etterfølgende bilder. Det ble valgt å definere startpunkter på endeplaten og hulprofilet. Disse startpunktene er markert som små røde firkanter i Figur 6.18.



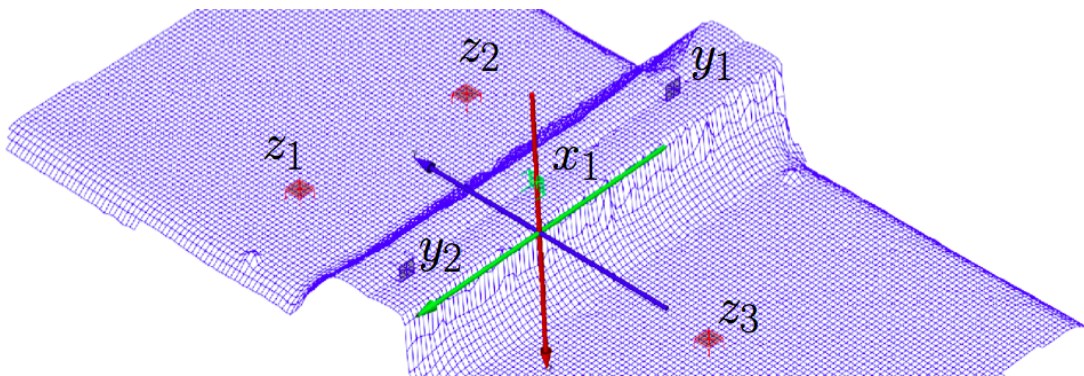
FIGUR 6.18: Egetdefinert område (*facet*) og startpunkter for behandling av data

Etter å ha valgt ønsket område og startpunkter beregner *ARAMIS* tøyninger for hvert bilde. Det genereres et elementnett med en vilkårlig orientering, som ikke nødvendigvis sammenfaller med prøvestykkets geometri, se Figur 6.19(a). For at dataene skal kunne tolkes riktig er det da viktig å transformere koordinatsystemet slik at det sammenfaller med prøvestykkets geometri. Dette kan gjøres som nevnt i Avsnitt 2.5 gjøres med *ARAMIS* sin innebyggede funksjon *3-2-1 Transformation*. Denne funksjonen baserer seg på at de tre første punktene definerer z -planet, de to neste y -aksen og siste punktet origo. Det ble valgt å definere et plan på hulprofilet, en linje mellom endeplatene og origo i senter av linjen mellom endeplatene, se Figur 6.19(b). *ARAMIS* transformerer så koordinatsystemet til elementnettet for hele analysen, resultatet er vist i Figur 6.19(c).

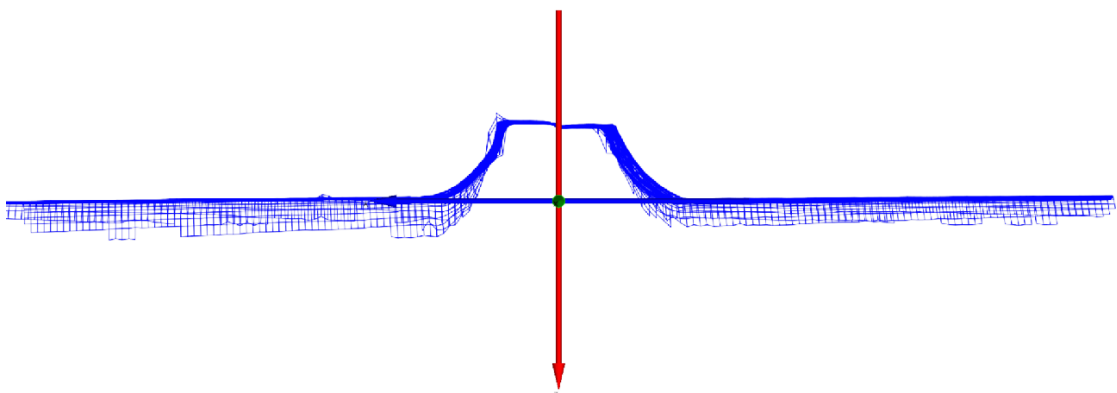
Etter transformering av koordinatsystemet vil en være sikker på at dataene blir tolket riktig. For å hente ut forskyvning ble det definert to punkt-til-punkt vektorer; én mellom senter endeplatene og én mellom hulprofilene, se Figur 6.20(a). Deretter ble lengdeforskjellen til vektorene gjennom forsøket eksportert ut sammen med målt last og tid.



(a) Opprinnelig orientering av elementnett

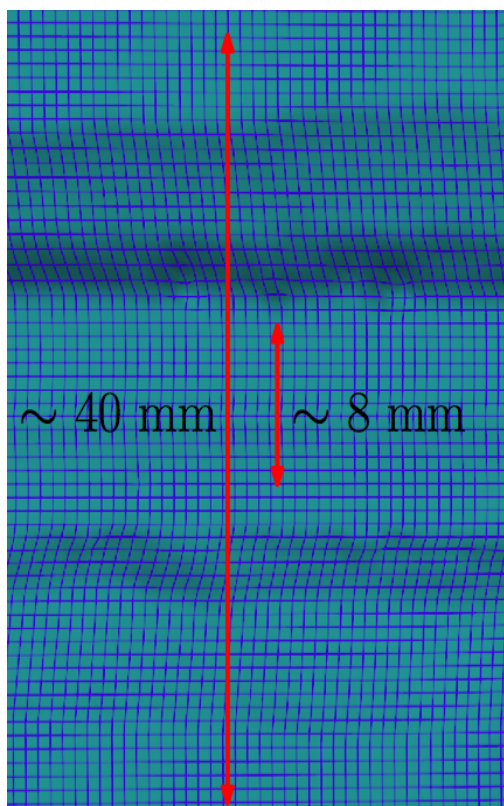


(b) 3-2-1 transformasjon med *ARAMIS*

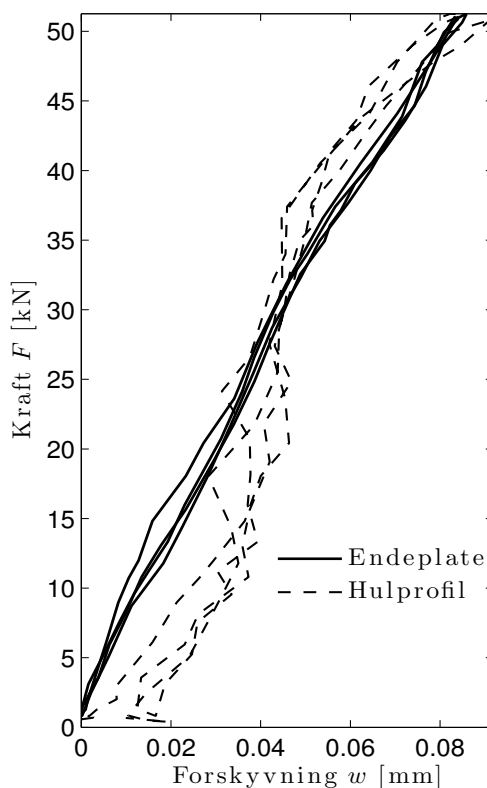


(c) Orientering etter transformasjon

FIGUR 6.19: Transformering av koordinatsystem i *ARAMIS*



(a) Vektorer for lagring av forskyvninger



(b) Sammenligning kameramåling fra forsøk

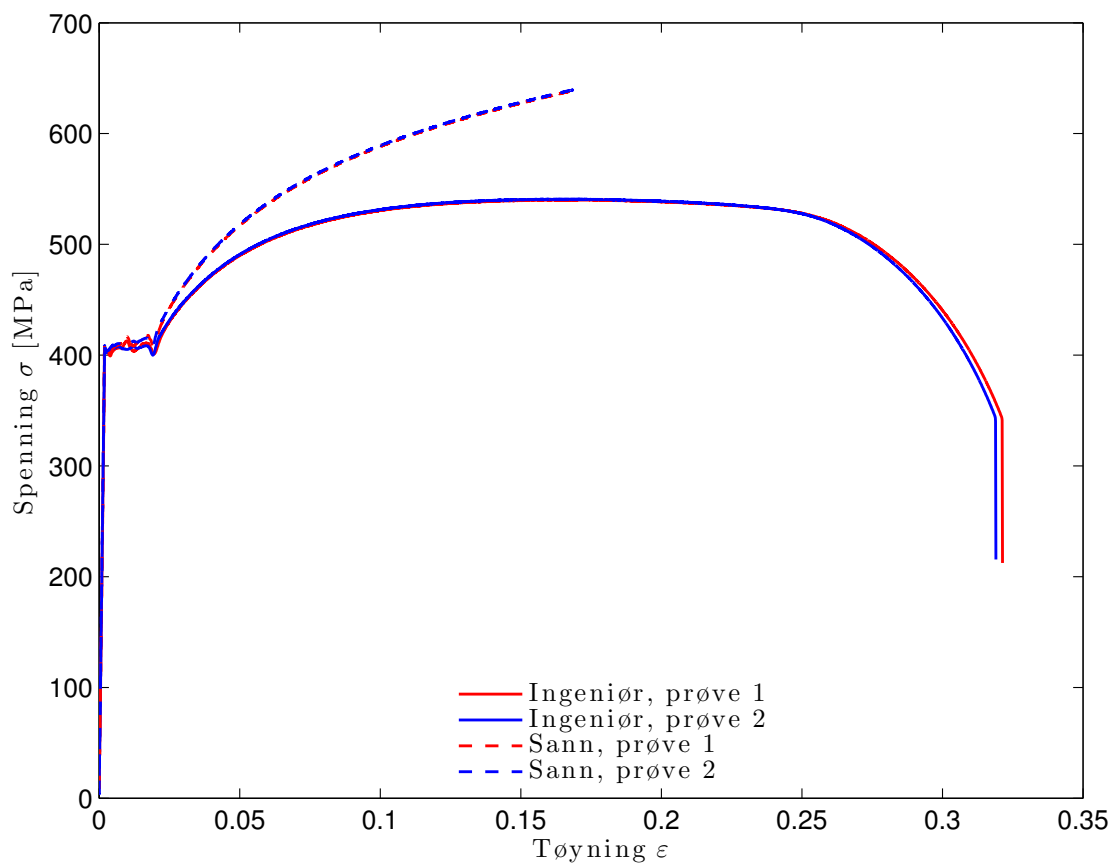
FIGUR 6.20: Forskjellom mellom forskyvning målt mellom endeplate og hulprofil

Videre ble verdiene for de to forskyvningsvektorene sammenlignet ved hjelp av *MATLAB*. Figur 6.20(b) viser en sammenligning av målt forskyvning endeplatene mot de målt mellom hulprofilene for prøvestykket A1. Det er tydelig fra figuren at det er mer støy i målingen mellom hulprofilene, dette kan kanskje skyldes noe dårligere fokus på hulprofilet. I tillegg kan det hende at prikkemønsteret har vært noe grovt, som også kan forklare støy i målingene. Forskyvningsvektoren mellom endeplatene vil ikke være påvirket av aksialdeformasjoner i hulprofilet. På bakgrunn av dette er det valgt å hente ut forskyvninger mellom endeplatene for alle prøvestykkene.

Kapittel 7: Resultater fra laboratorieforsøk

Resultatene fra alle laboratorieforsøkene utført i forbindelse med denne oppgaven er gitt i dette kapitlet. I tillegg er også resultat fra masteroppgaven til Lauknes [5] presentert for materialprøvene i Weldox 700. Når det gjelder komponentforsøkene er forskyvningen, w , den relative forskyvningen mellom senter endeplate-endeplate (som forklart i Avsnitt 6.3 på forrige side).

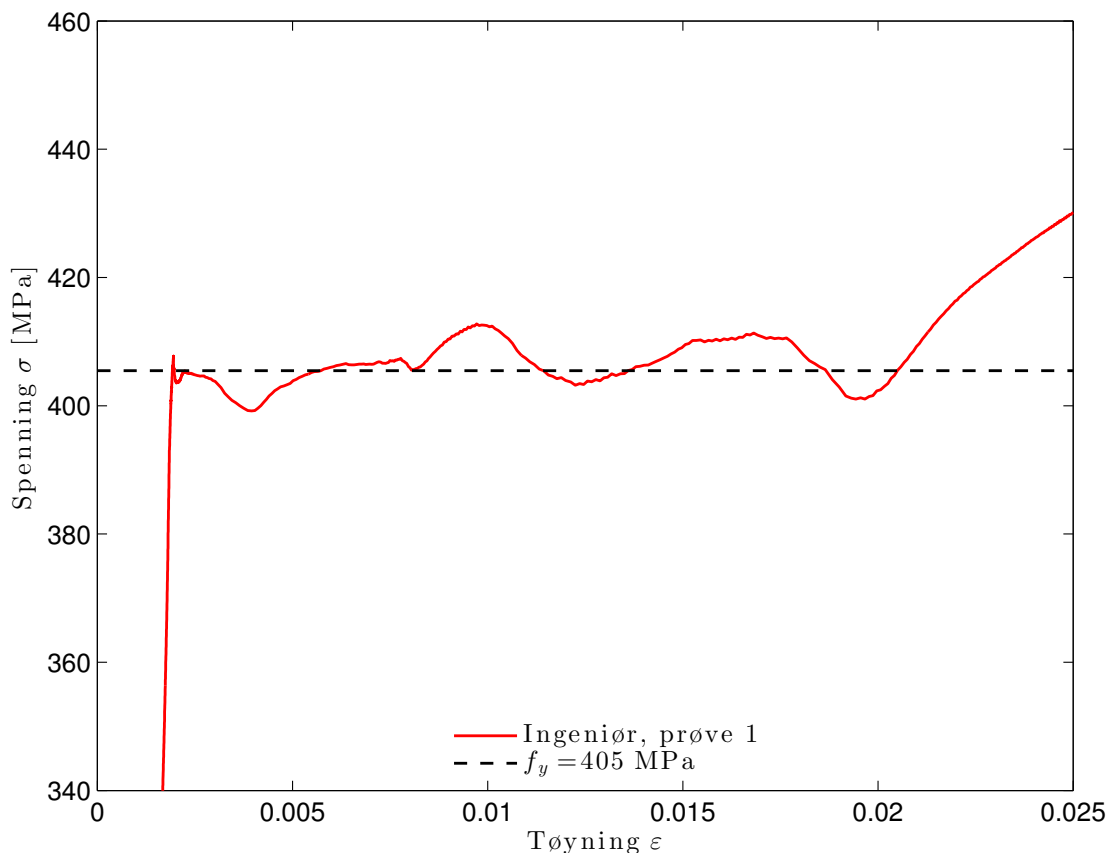
7.1 Materialprøve, S355



FIGUR 7.1: Spenning-tøyingskurver for materialprøve 1 og 2 for S355

Figur 7.1 viser resultatene fra materialprøvene av S355. En kan fra figuren se at de to kurvene er tilnærmet like. Kurvene er typiske for konstruksjonsstål; lineær elastisk respons frem til et veldefinert flyteplata, deretter betydelig fastning før materialbrudd. Grunnet små forskjeller mellom sanne verdier og ingeniørverdier på flyteplataet, ble flytespenningen for ingeniør og sann tilnærmet lik. Flytespenningen, f_y , ble bestemt

ved å midle ingeniørspenningene på flyteplataet. Figur 7.2 viser den midlede verdien for flytespenningen til begge prøvene. Bruddspenningen (f_u), bruddtøyningen (ε_u) og bruddforlengelsen (δ_5) er beregnet som i Avsnitt 2.3. Tabell 7.1 inneholder de beregnede resultatene. Det er liten variasjon mellom prøvene, derfor brukes en middelvei av begge prøvene til videre beregninger.

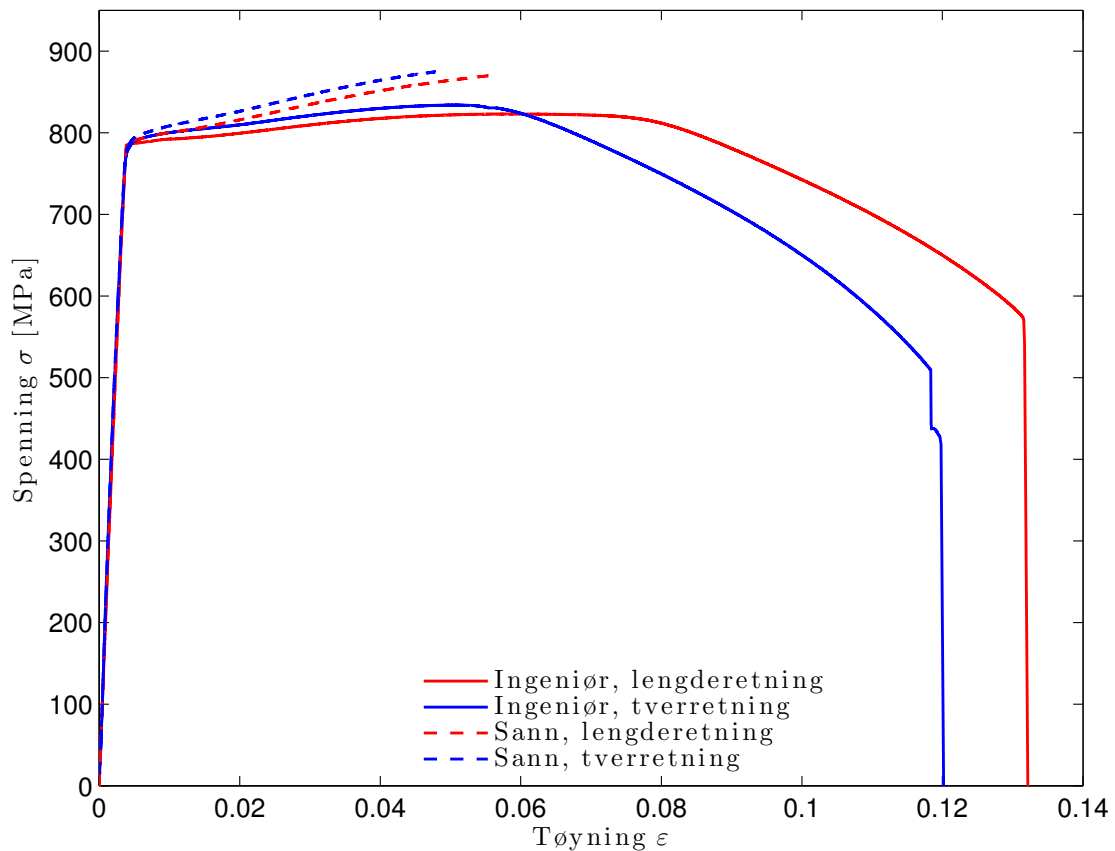


FIGUR 7.2: Identifisering av flytespenning, f_y , for materialprøve 1 i S355

TABELL 7.1: Materialparametere for 8 mm endeplate i S355

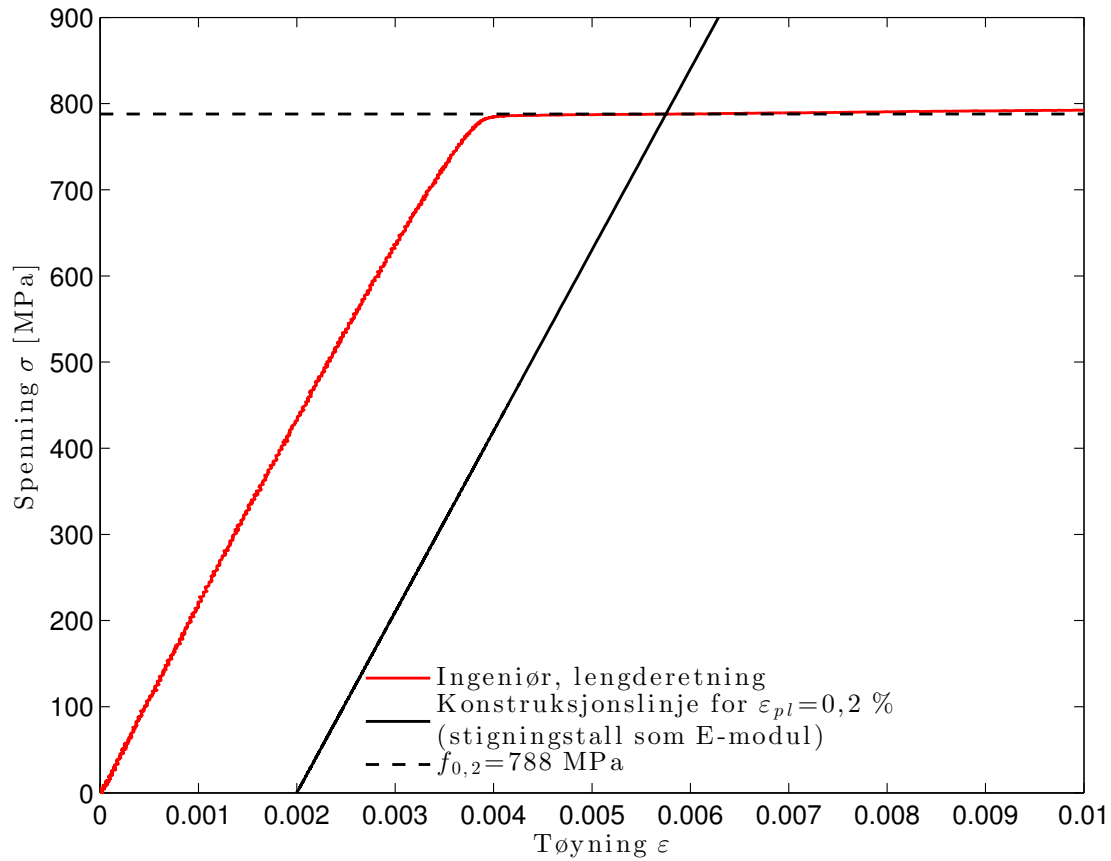
	f_y [MPa]	f_u [MPa]	ε_u	δ_5
Ingeniør, prøve 1	405,5	540,1	0,1652	0,3196
Ingeniør, prøve 2	404,1	540,9	0,1707	0,3173
Middelvei	404,8	540,5	0,1680	0,3185

7.2 Materialprøve, Weldox 700 [Data fra Lauknes]



FIGUR 7.3: Arbeidskurver for lengde- og tverretning for Weldox 700

Figur 7.3 viser resultatene for begge strekkprøvene utført i Weldox 700. Kurvene illustrerer typisk oppførsel for høyfast stål; manglende veldefinert flyteplata samt redusert duktilitet og bruddforlengelse. På grunn av manglende flyteplata ble flytespenningen, f_y , satt til spenningen hvor plastisk tøyning er lik 0,2 %, $f_{0,2}$, som anbefalt i boken *Dimensjonering av stålkonstruksjoner* av Larsen [6]. I Figur 7.4 er dette vist med sanne verdier for begge materialprøvene, man ser at det er liten forskjell på flytespenningen på de to prøvene. Bruddspenningen (f_u), bruddtøyningen (ϵ_u) og bruddforlengelsen (δ_5) er beregnet som i Avsnitt 2.3. Tabell 7.2 inneholder de beregnede resultatene til begge prøvene. Det er liten variasjon mellom prøvene, derfor brukes en middelværdi av begge prøvene til videre beregninger.



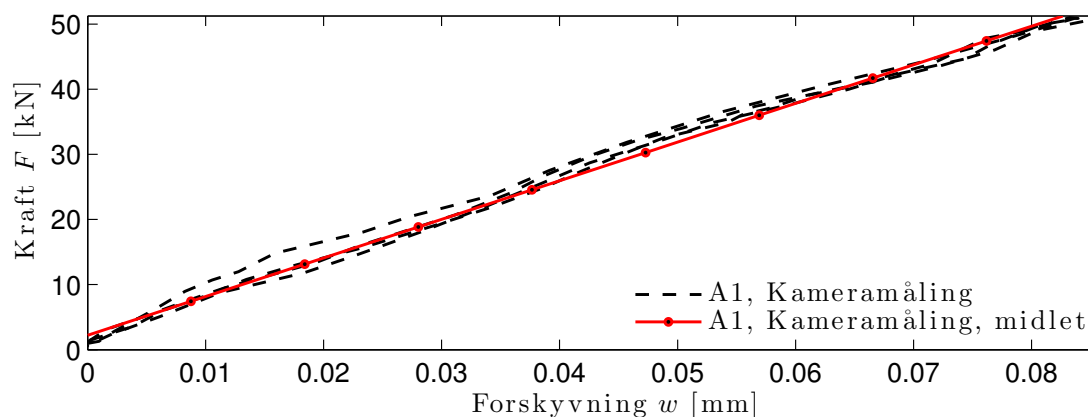
FIGUR 7.4: Identifisering av flytespenning, $f_{0,2}$, for materialprøve i lengderetningen

TABELL 7.2: Materialparametere for 8 mm endeplate i Weldox 700

	f_y [MPa]	f_u [MPa]	ε_u	δ_5
Lengderetning	787,9	823,2	0,058	0,1289
Tverretning	792,4	834,2	0,050	0,1159
Middelverdi	790,1	828,7	0,054	0,1224

7.3 Prøve A1

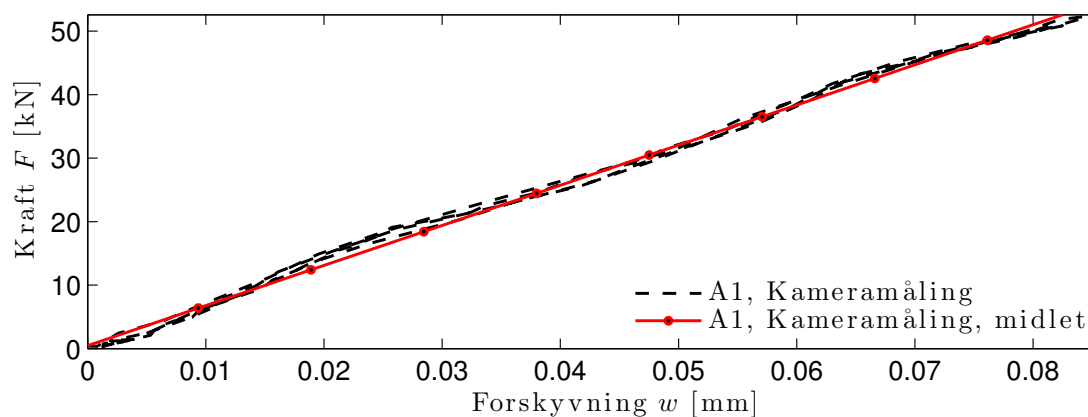
7.3.1 Trinn I: 80 Nm forspenning, pålasting to ganger à 50 kN



FIGUR 7.5: Kraft-forskyvningskurve fra forsøk for pøvestykke A1, Trinn I

I Figur 7.5 ser man at respons for på- og avlastning er tilnærmet lik, altså er responsen elastisk. Det er derfor rimelig å anta elastisk stivhet ved kraft under 50 kN. Dersom stigningstallet til midlede kurven brukes for å beregne initiell stivhet får man $K_{ini} = 619$ kN/mm.

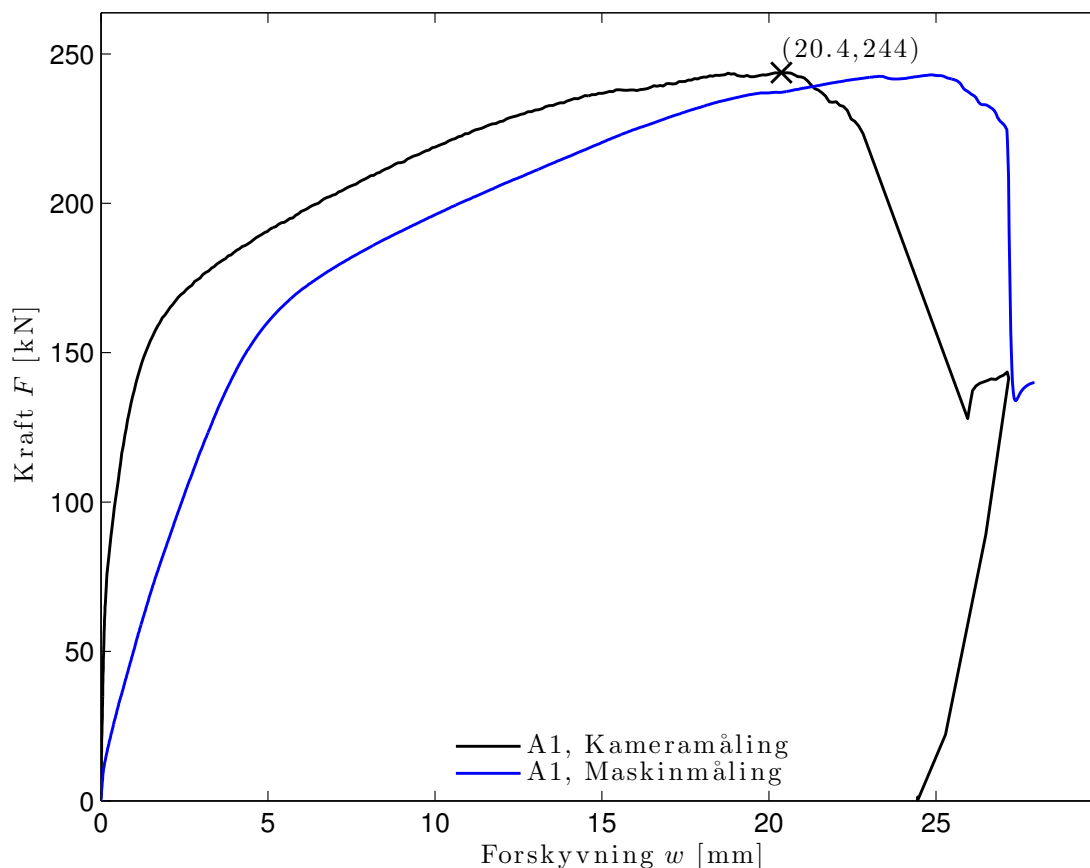
7.3.2 Trinn II: 120 Nm forspenning, pålasting to ganger à 50 kN



FIGUR 7.6: Kraft-forskyvningskurve fra forsøk for pøvestykke A1, Trinn II

I Figur 7.5 ser man også at respons for på- og avlastning er tilnærmet lik, altså er responsen elastisk. Det er derfor rimelig å anta elastisk stivhet ved kraft under 50 kN. Dersom stigningstallet til midlede kurven brukes for å beregne initiell stivhet får man $K_{ini} = 637$ kN/mm.

7.3.3 Trinn III: 120 Nm forspenning, kjørt til brudd



FIGUR 7.7: Kraft-forskyvningskurve fra forsøk for prøvestykke A1, Trinn III

Figur 7.7 viser responskurven i Trinn III for prøvestykke A1. En kan observere at maskinmålingene og kameramålingene ikke samsvarer i størrelse, men har samme form. Dette er fordi målingene fra maskinen viser hvor mye stempelet i jekken er forskjøvet, mens kameramålingen gir relativ forskyvning mellom endeplatene i prøvestykket. Generelt sett vil maskinmålingene være påvirket av glidning i bakker, og elastisitet og slakk i riggens deler. Maks kraft i prøvestykket ble målt til 244 kN, relativ forskyvning mellom endeplatene målt med kamera på prøvestykket var da lik 20,4 mm. Punktet hvor maks last inntreffer er markert med ett kryss på responskurven, og Figur 7.8(a) viser ett bilde ved maks last. Ved brudd ble forskyvning mellom endeplatene målt til 22,8 mm, prøvestykket etter endt forsøk er vist i Figur 7.8(b).



(a) Ved maks kraft sett forfra

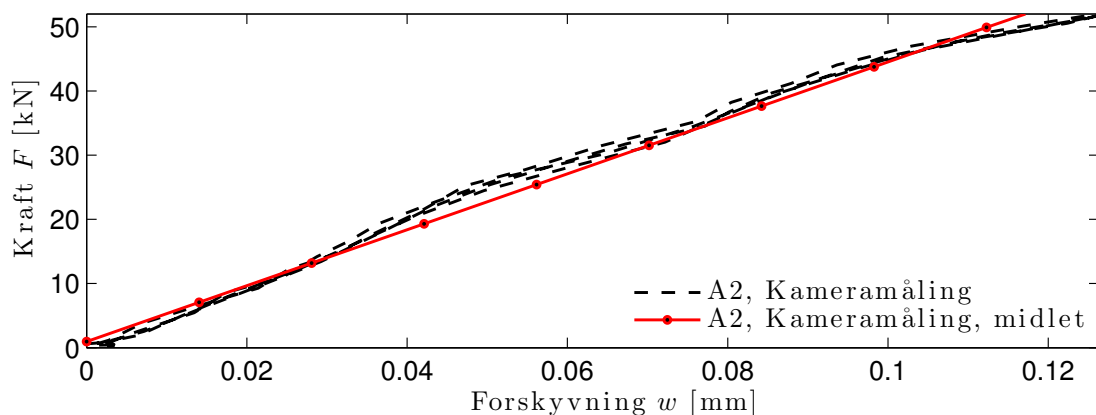


(b) Etter brudd sett bakfra

FIGUR 7.8: Prøvestykke A1

7.4 Prøve A2

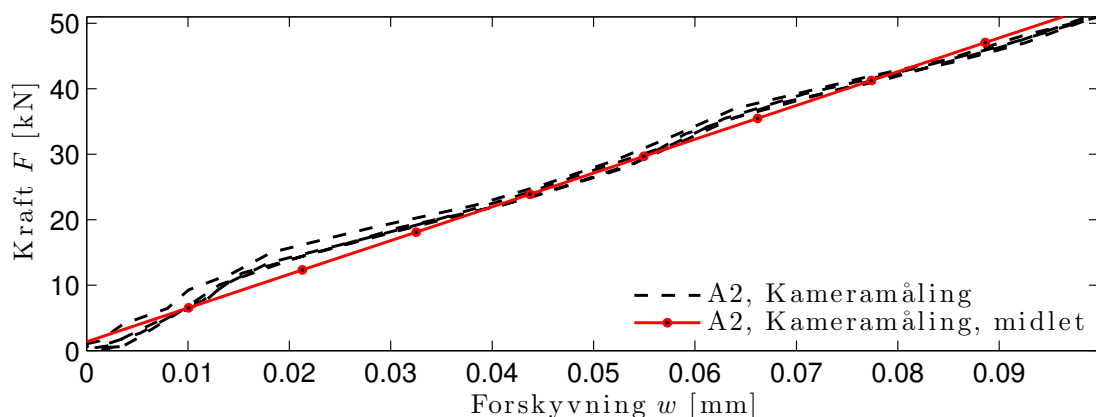
7.4.1 Trinn I: 80 Nm forspenning, pålasting to ganger à 50 kN



FIGUR 7.9: Kraft-forskyvningskurve fra forsøk for pøvestykke A2, Trinn I

I Figur 7.9 ser man at respons for på- og avlastning er tilnærmet lik, altså er responsen elastisk. Det er derfor rimelig å anta elastisk stivhet ved kraft under 50 kN. Dersom stigningstallet til midlede kurven brukes for å beregne initiell stivhet får man $K_{ini} = 443$ kN/mm.

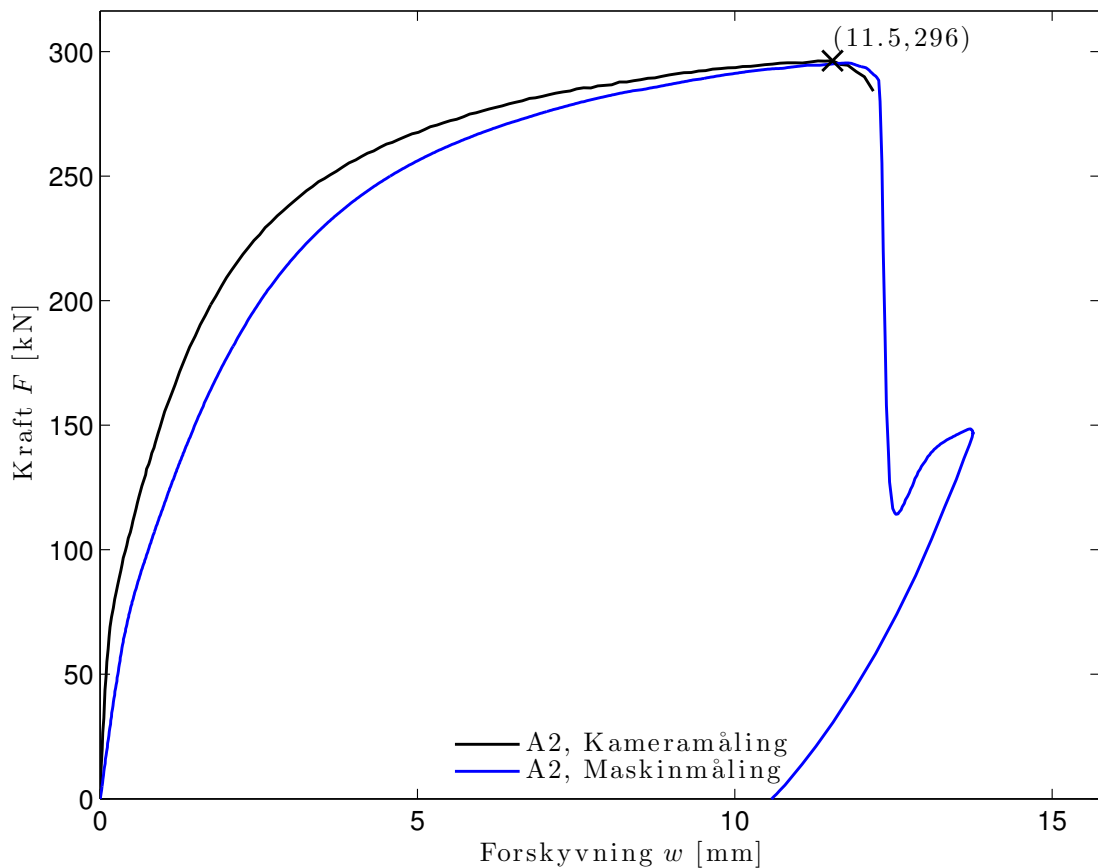
7.4.2 Trinn II: 120 Nm forspenning, pålasting to ganger à 50 kN



FIGUR 7.10: Kraft-forskyvningskurve fra forsøk for pøvestykke A2, Trinn II

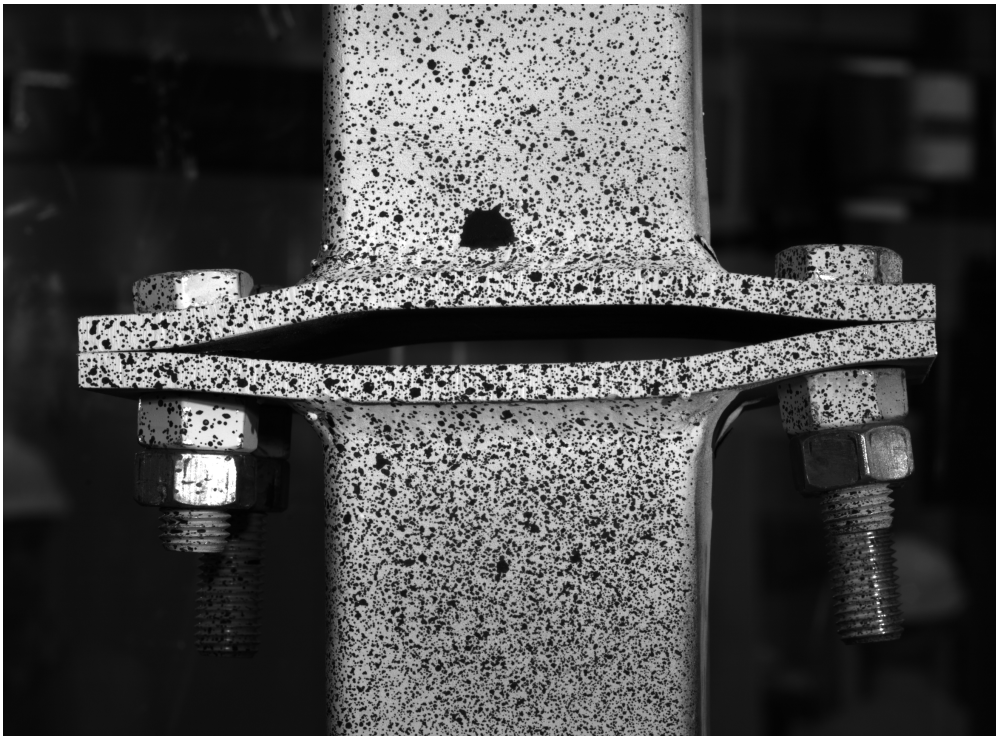
I Figur 7.9 ser man at respons for på- og avlastning er tilnærmet lik, altså er responsen elastisk. Det er derfor rimelig å anta elastisk stivhet ved kraft under 50 kN. Dersom stigningstallet til midlede kurven brukes for å beregne initiell stivhet får man $K_{ini} = 529$ kN/mm.

7.4.3 Trinn III: 120 Nm forspenning, kjørt til brudd



FIGUR 7.11: Kraft-forskyvningskurve fra forsøk for prøvestykke A2, Trinn III

Figur 7.11 viser responskurven i Trinn III for prøvestykke A2. En kan observere at maskinmålingene og kameramålingene ikke samsvarer i størrelse, men har samme form. Årsaken til dette er nevnt tidligere i Avsnitt 7.3.3. Maks kraft i prøvestykket ble målt til 296 kN, relativ forskyvning mellom endeplatene målt med kamera på prøvestykket var da lik 11,5 mm. Punktet hvor maks last inntreffer er markert med ett kryss på responskurven, og Figur 7.12(a) viser ett bilde ved maks last. Ved brudd ble forskyvning mellom endeplatene målt til 12,1 mm, prøvestykket etter endt forsøk er vist i Figur 7.12(b).



(a) Ved maks kraft sett forfra

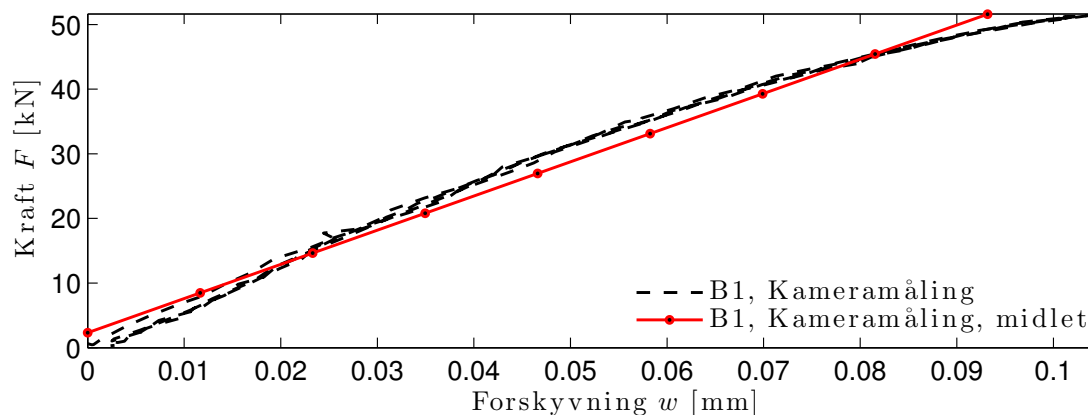


(b) Etter brudd sett bakfra

FIGUR 7.12: Prøvestykke A2

7.5 Prøve B1

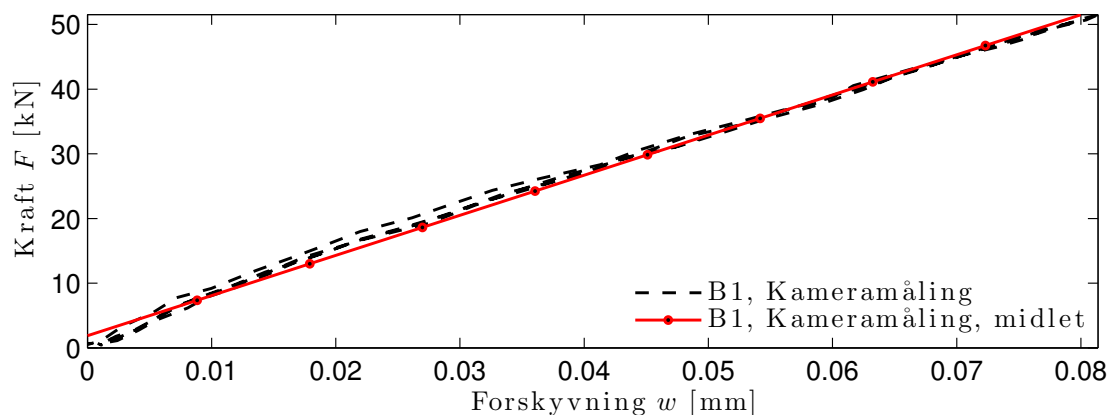
7.5.1 Trinn I: 80 Nm forspenning, pålasting to ganger à 50 kN



FIGUR 7.13: Kraft-forskyvningskurve fra forsøk for pøvestykke B1, Trinn I

I Figur 7.13 ser man at respons for på- og avlastning er tilnærmet lik, altså er responsen elastisk. Det er derfor rimelig å anta elastisk stivhet ved kraft under 50 kN. Dersom stigningstallet til midlede kurven brukes for å beregne initiell stivhet får man $K_{ini} = 551$ kN/mm.

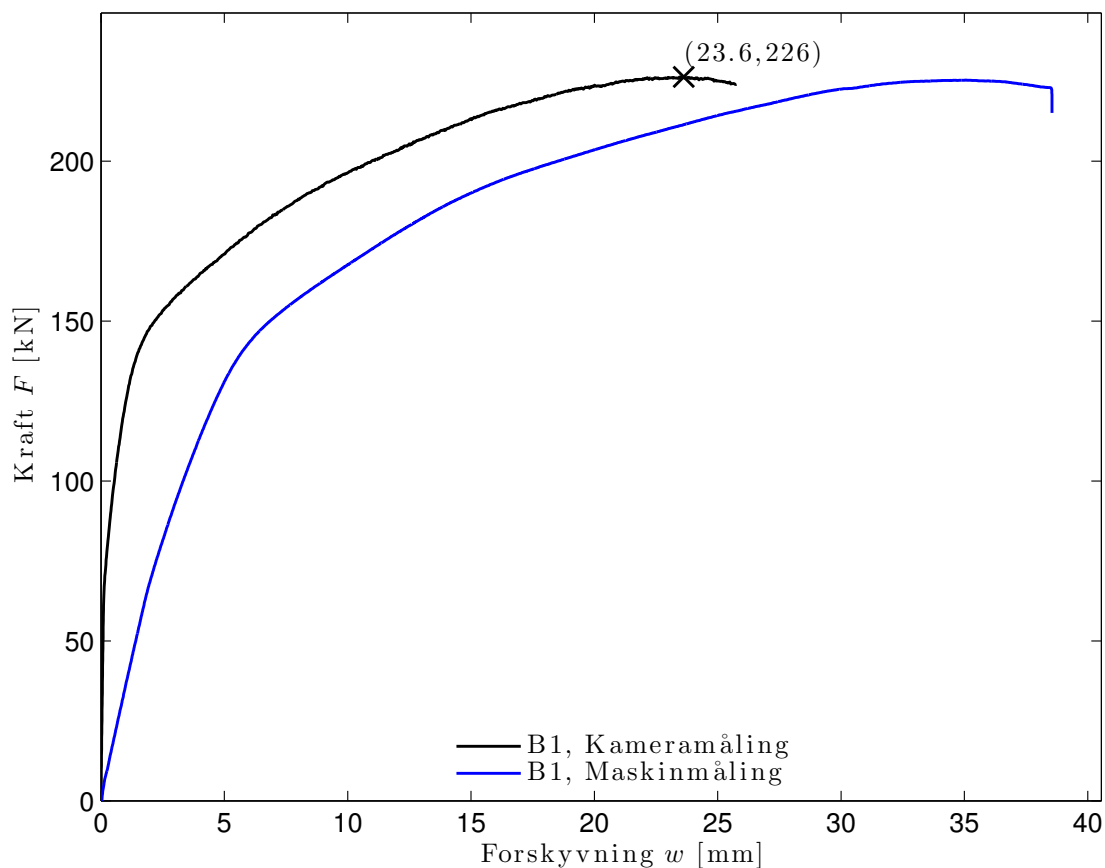
7.5.2 Trinn II: 120 Nm forspenning, pålasting to ganger à 50 kN



FIGUR 7.14: Kraft-forskyvningskurve fra forsøk for pøvestykke B1, Trinn II

I Figur 7.14 ser man at respons for på- og avlastning er tilnærmet lik, altså er responsen elastisk. Det er derfor rimelig å anta elastisk stivhet ved kraft under 50 kN. Dersom stigningstallet til midlede kurven brukes for å beregne initiell stivhet får man $K_{ini} = 644$ kN/mm.

7.5.3 Trinn III: 120 Nm forspenning, kjørt til brudd



FIGUR 7.15: Kraft-forskyvningskurve fra forsøk for prøvestykke B1, Trinn III

Figur 7.15 viser responskurven i Trinn III for prøvestykke B1. En kan observere at maskinmålingene og kameramålingene ikke samsvarer i størrelse, men har samme form. Årsaken til dette er nevnt tidligere i Avsnitt 7.3.3. Denne prøven ble kjørt senere enn de øvrige prøvene, noe som kan forklare hvorfor avviket mellom målingene til maskin og kamera er så stort for denne prøven. Maks kraft i prøvestykket ble målt til 226 kN, relativ forskyvning mellom endeplatene målt med kamera på prøvestykket var da lik 23,6 mm. Punktet hvor maks last inntreffer er markert med ett kryss på responskurven, og Figur 7.16(a) viser ett bilde ved maks last. Ved brudd ble forskyvning mellom endeplatene målt til 25,8 mm, prøvestykket etter endt forsøk er vist i Figur 7.16(b).



(a) Ved maks kraft sett forfra



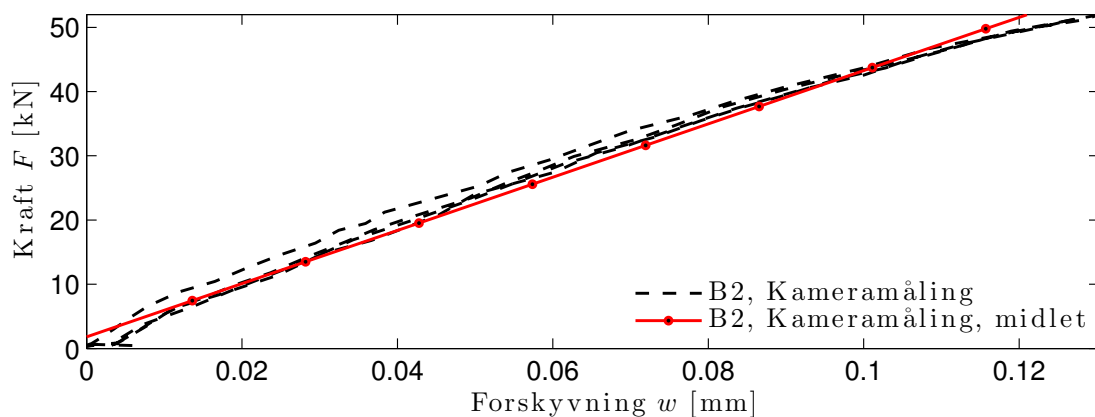
(b) Etter brudd sett bakfra

FIGUR 7.16: Prøvestykke B1

7.6 Prøve B2

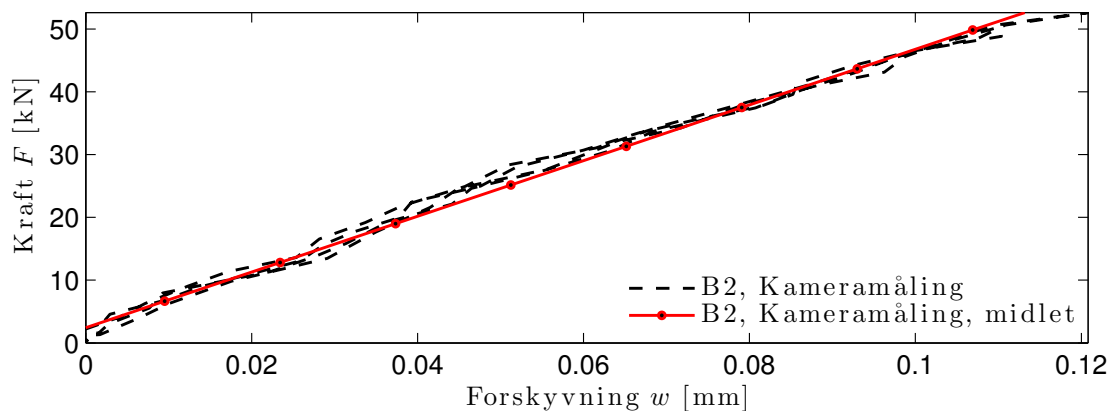
7.6.1 Trinn I: 80 Nm forspenning, pålastning to ganger à 50 kN

I Figur 7.17 ser man at respons for på- og avlastning er tilnærmet lik, altså er responsen elastisk. Det er derfor rimelig å anta elastisk stivhet ved kraft under 50 kN. Dersom stigningstallet til midlede kurven brukes for å beregne initiell stivhet får man $K_{ini} = 428$ kN/mm.



FIGUR 7.17: Kraft-forskyvningskurve fra forsøk for pøvestykke B2, Trinn I

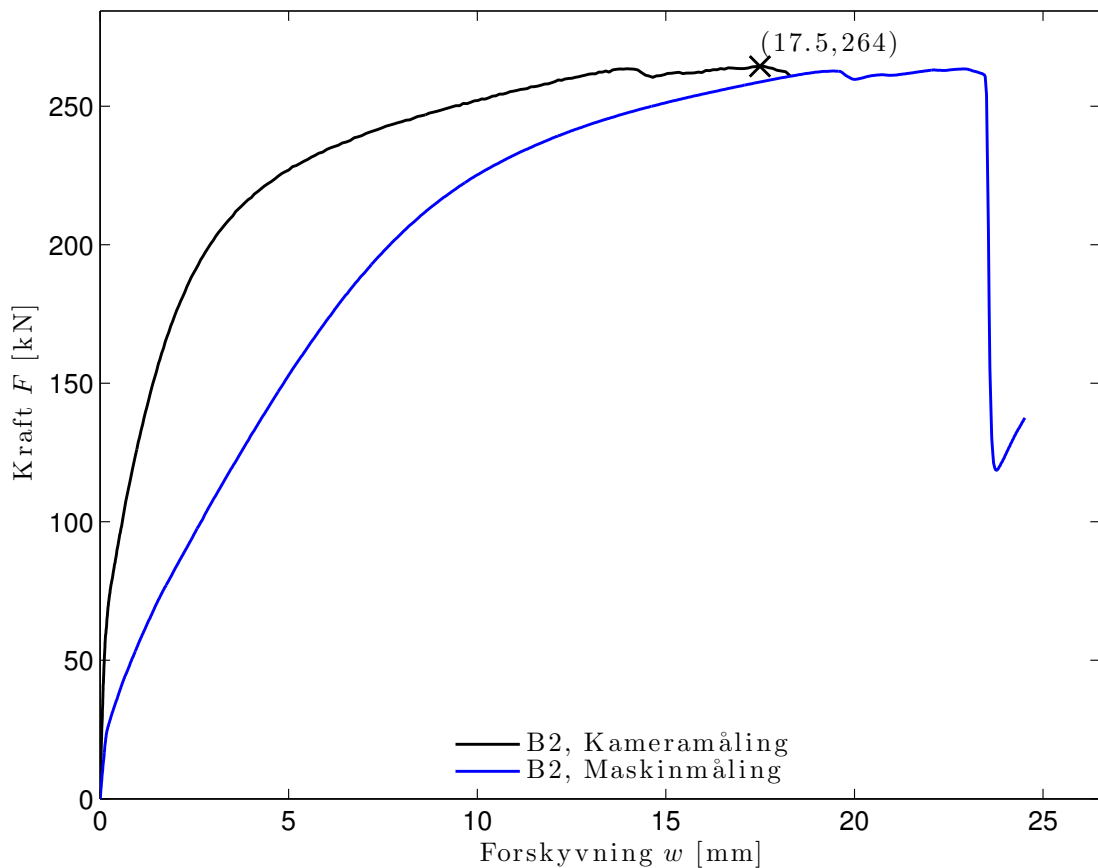
7.6.2 Trinn II: 120 Nm forspenning, pålastning to ganger à 50 kN



FIGUR 7.18: Kraft-forskyvningskurve fra forsøk for pøvestykke B2, Trinn II

I Figur 7.18 ser man at respons for på- og avlastning er tilnærmet lik, altså er responsen elastisk. Det er derfor rimelig å anta elastisk stivhet ved kraft under 50 kN. Dersom stigningstallet til midlede kurven brukes for å beregne initiell stivhet får man $K_{ini} = 464$ kN/mm.

7.6.3 Trinn III: 120 Nm forspenning, kjørt til brudd



FIGUR 7.19: Kraft-forskyvningskurve fra forsøk for pøvestykke B2, Trinn III

Figur 7.15 viser responskurven i Trinn III for prøvestykke B1. En kan observere at maskinmålingene og kameramålingene ikke samsvarer i størrelse, men har samme form. Årsaken til dette er nevnt tidligere i Avsnitt 7.3.3. Maks kraft i prøvestykket ble målt til 264 kN, relativ forskyvning mellom endeplatene målt med kamera på prøvestykket var da lik 18,3 mm. Punktet hvor maks last inntreffer er markert med ett kryss på responskurven, og Figur 7.20(a) viser ett bilde ved maks last. Ved brudd ble forskyvning mellom endeplatene målt til 18,3 mm, prøvestykket etter endt forsøk er vist i Figur 7.20(b).



(a) Ved maks kraft sett forfra



(b) Etter brudd sett bakfra

FIGUR 7.20: Prøvestykke B2

7.7 Oppsummering av resultater

TABELL 7.3: Oppsummering av resultater fra forsøk

Prøvestykke	Initiell stivhet [kN/mm]		Maks kraft [kN]	Forskyvning ved brudd [mm]
	80 Nm forsp.	120 Nm forsp.		
A1	619	637	244	22,8
A2	443	539	296	12,1
B1	551	644	226	25,8
B2	428	468	264	18,3

Kapittel 8: Numerisk analyse

I dette kapittelet er resultatene fra de numeriske simuleringene presentert. Brukte materialmodeller, geometrier og referansepunkt for uttak av resultater fra *Abaqus CAE* er også inkludert her.

8.1 Materialmodeller

For å kunne etterregne forsøkene best mulig er det viktig å ha materialmodeller som samsvarer med materialene som ble brukt i forsøkene. Siden endeplatene er de delkomponentene som utsettes for mest deformasjoner ble det foretatt strekktester for å bestemme deres materialegenskaper. For de øvrige delkomponentene (hulprofil, bolter og sveis) er det benyttet nominelle verdier til å bestemme materialmodellene. De elastiske egenskapene til samtlige komponenter er standardverdier hentet fra NS-EN 1993-1-1 [15], så elastisitetsmodulen er 210 000 MPa og Poisson-tallet 0,3.

8.1.1 Endeplater

Abaqus krever at de plastiske materialegenskapene er gitt ved sann plastisk tøyning, $\varepsilon_{s,pl}$, og sann spenning σ_s . Sann plastisk tøyning beregnes ved å trekke fra de elastiske tøyningene:

$$\varepsilon_s = \varepsilon_{s,el} + \varepsilon_{s,pl} \quad \Rightarrow \quad \varepsilon_{s,pl} = \varepsilon_s - \frac{\sigma_s}{E} \quad (8.1)$$

I tillegg krever også Abaqus at tøyningverdiene er monotont stigende, derfor er kun et utdrag av punktene fra strekktestene benyttet i materialmodellene.

Siden strekktestene kun gir gyldig data fram til innsnevring er det brukt en betraktning av bruddarealet til å bestemme spenning og tøyning ved brudd:

$$A_0 L_0 = A_b L_b \quad \Rightarrow \quad \frac{A_0 - A_b}{A_b} = \frac{L_b - L_0}{L_0} = \varepsilon_b \quad (8.2)$$

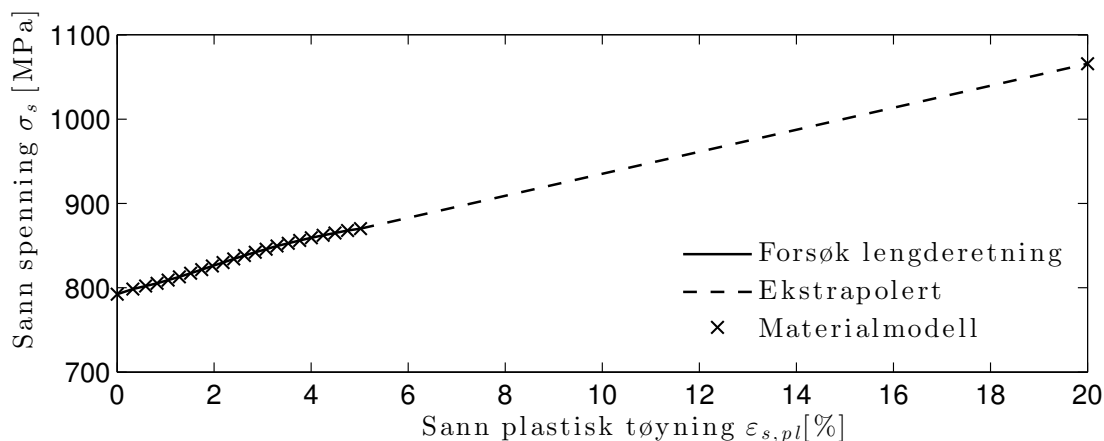
Her er A_b , L_b og ε_b henholdsvis bruddareal, bruddlengde og ingeniørtøyning ved brudd. Ingeniørtøyningen konverteres så til sann plastisk tøyning $\varepsilon_{s,b}$. Videre kan sann spenning

ved brudd enkelt beregnes siden det faktiske arealet, A_b , er kjent:

$$\sigma_{s,b} = \frac{F_b}{A_b} \quad (8.3)$$

Punktet $(\varepsilon_{s,b}, \sigma_{s,b})$ kan så brukes til å finne en rett linje mellom dette punktet og det siste gyldige punktet fra forsøket. Denne rette linjen blir da brukt til å ekstrapolere kurven videre.

Weldox 700



FIGUR 8.1: Plastisk materialmodell for Weldox 700

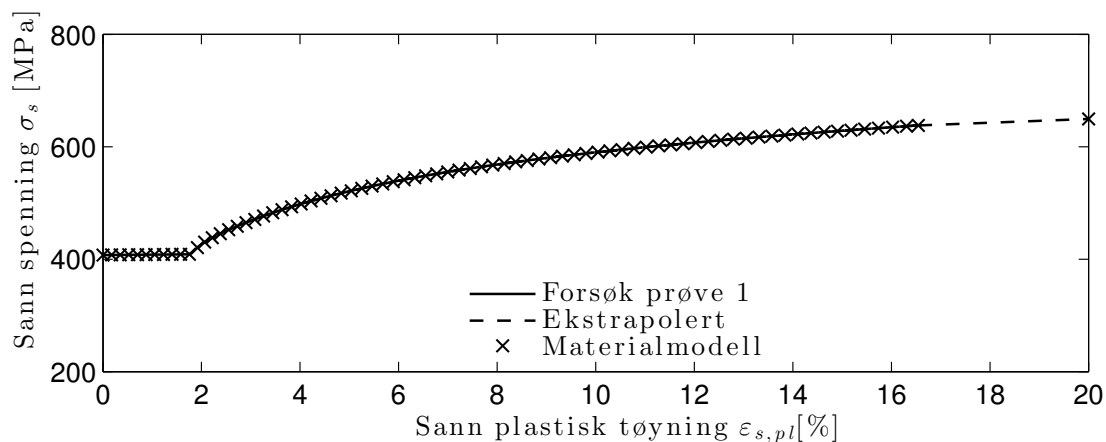
Siden resultatene fra materialprøvene i lengde- og tverretning ikke skilte seg betydelig fra hverandre, ble det ikke ansett som nødvendig å midle resultatene fra de to prøvene. Derfor ble det valgt å bruke resultatene fra prøven tatt i lengderetningen. Figur 8.1 viser punktene som er brukt i materialmodellen frem til 20 % sann plastisk tøyning. I Abaqus er punktet for 100 % plastisk tøyning også tatt med, hvor sann spenning lik 2110 MPa.

S355

Resultatene fra de to materialprøvene til S355 stålet var tilnærmet like, derfor ble kun den ene prøven benyttet for å bestemme materialmodellen. Figur 8.2 viser punktene som er brukt i materialmodellen frem til 20 % sann plastisk tøyning. I Abaqus er punktet for 100 % plastisk tøyning også tatt med, hvor sann spenning lik 918 MPa.

8.1.2 Bolter

Som nevnt tidligere er det kun M16-8.8 bolter som er brukt i prøvestykkene. De nominelle verdiene for flytespenningen (f_{yb}) og bruddspenningen (f_{ub}) til denne type bolter er



FIGUR 8.2: Plastisk materialmodell for S355

hentet fra Tabell 3.1 i NS-EN 1993-1-8 [1]. Bruddtøyningen (ε_{ub}) er hentet fra NS-EN ISO 898-1 [26]. Det er antatt linær oppførsel mellom punktene, verdiene som ble brukt er gitt i Tabell 8.1.

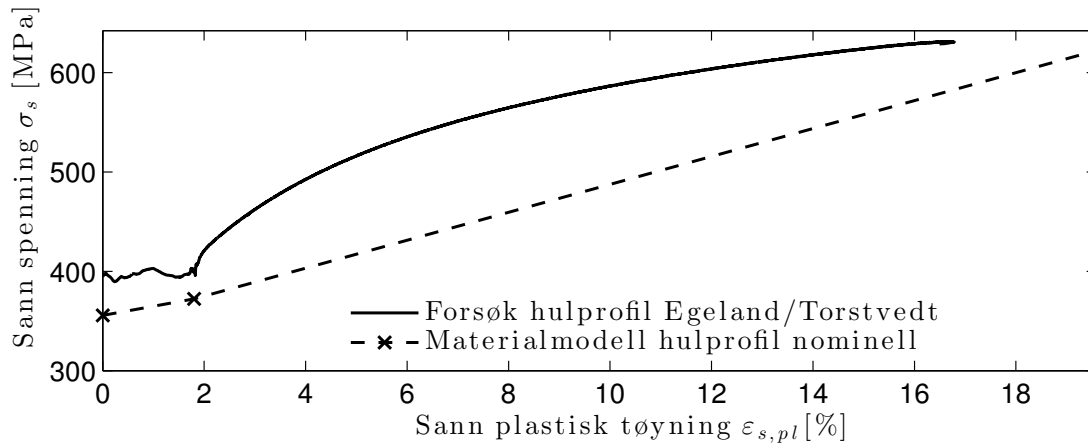
TABELL 8.1: Plastisk materialmodell for bolter

M16-8.8	Ingeniør		Sann	
	σ [MPa]	ε [%]	σ_s [MPa]	$\varepsilon_{s,pl}$ [%]
Flyt	640	0,305	642	0
Brudd	800	12,0	896	10,9

8.1.3 Hulprofil

For S355 stålet i hulprofilene er det benyttet nominelle verdier fra Tabell 3.1 i NS-EN 1993-1-1 [1], og i likhet med Karlsen [2] er det lagt inn et ekstra punkt ved 2 % tøyning for å beskrive flyteplatået bedre, se Tabell 8.2. Egeland og Torstvedt [4] utførte strekktester av stålet i hulprofilene, som var de samme hulprofilene som ble brukt i forsøkene til denne oppgaven.

Figur 8.3 viser at materialet i hulprofilet har en høyere flytespenning enn hva nominelle verdier tilsier. Dette vil ha en innvirkning på kapasiteten til knutepunktet, men vil ikke gi noe utslag på stivheten. Samtlige analyser ble kjørt før det ble kjent at Egeland/Torstvedt hadde utført strekktester på hulprofilmaterialet. På bakgrunn av dette og siden stivheten ikke påvirkes, ble det valgt å beholde den nominelle materialmodellen for de numeriske analysene. Verdiene som ble brukt i Abaqus er gitt i Tabell 8.2.



FIGUR 8.3: Plastisk materialmodell for hulprofilet og forsøksdata fra Egeland/Torstvedt

TABELL 8.2: Plastisk materialmodell hulprofil

Hulprofil, S355	Ingeniør		Sann	
	σ [MPa]	ε [%]	σ_s [MPa]	$\varepsilon_{s,pl}$ [%]
Flyt	355	0,169	356	0
	365	2,0	372	1,80
Brudd	510	22,0	622	19,6

8.1.4 Sveis

Materialmodellen til sveisen er basert på samme verdier som Karlsen [2] har brukt. Det er antatt at sveisen har større kapasitet enn materialet i hulprofilet, og at den er mindre duktil. Verdiene som er brukt er gjengitt i Tabell 8.3.

TABELL 8.3: Plastisk materialmodell sveis

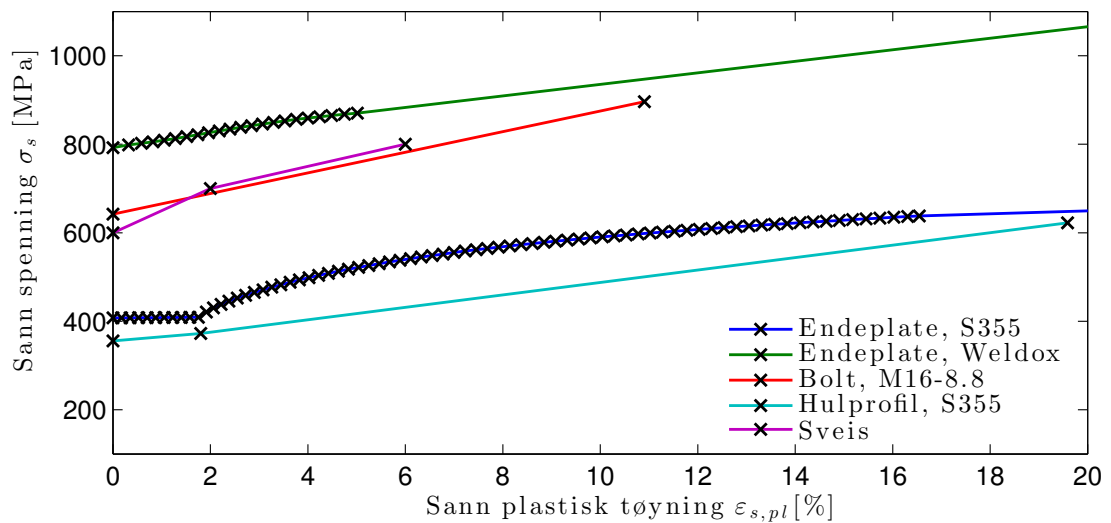
Sveis	Sann	
	σ_s [MPa]	$\varepsilon_{s,pl}$ [%]
Flyt	600	0
	700	2,0
Brudd	800	6,0

8.1.5 Oppsummering materialmodeller

Tabell 8.4 oppsummerer verdiene til de plastiske materialmodellene til komponentene det ikke er utført strekkforsøk på. Figur 8.4 viser de plastiske materialmodellene til alle komponentene som inngår i modellen.

TABELL 8.4: Plastisk materialmodell for bolter, hulprofil og sveis

Komponent		Ingeniør		Sann	
		σ [MPa]	ε [%]	σ_s [MPa]	$\varepsilon_{s,pl}$ [%]
M16-8.8	Flyt	640	0,305	642	0,0
	Brudd	800	12,0	896	10,9
Hulprofil, S355	Flyt	355	0,169	356	0,0
		365	2,0	372	1,80
	Brudd	510	22,0	622	19,6
Sveis	Flyt			600	0,0
				700	2,0
	Brudd			800	6,0



FIGUR 8.4: Plastisk materialmodell for samtlige komponenter

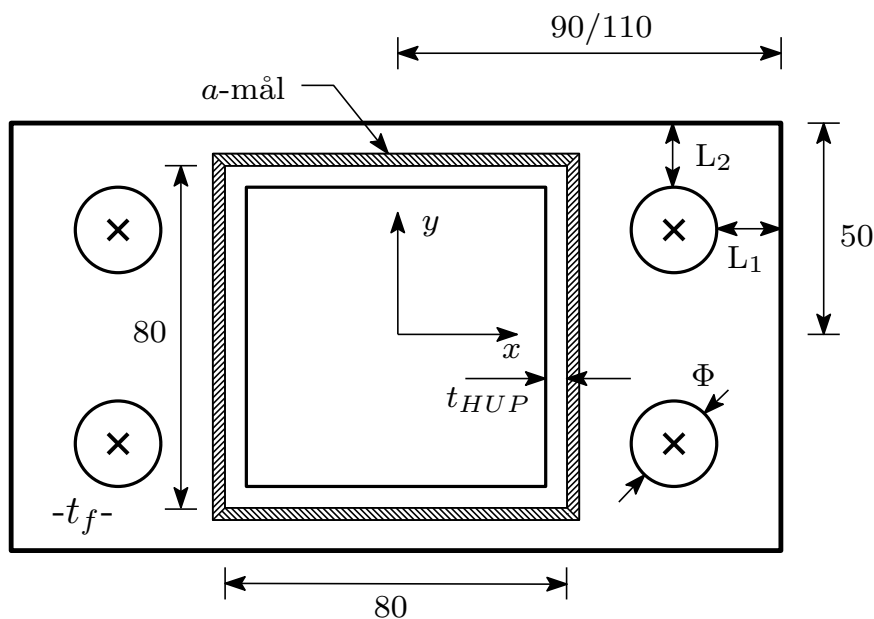
8.2 Inndata

Kraften i boltene på grunn av tiltrekningsmomentet ble funnet ved hjelp av ligning (4.3). Faktoren k_m ble satt til 0,13, som medfører en boltekraft på 38,5 kN og 57,7 kN for tiltrekningsmoment på henholdsvis 80 Nm og 120 Nm.

Glipen modellert i Abaqus ble satt til den største målte verdien for hvert av prøvestykkene. På de andre målene ble det brukt et gjennomsnitt av de målte verdiene, se Vedlegg A. Figur 8.5 og Tabell 8.5 oppsummerer anvendte verdier til alle prøvestykkene.

TABELL 8.5: Inndata til numeriske analyser

Parameter [mm]	A1	A2	B1	B2
Glippe Δ	2,25	1,25	3,00	2,50
t_{HUP}	4,34	4,26	4,37	4,44
t_f	8,09	7,86	8,18	7,87
a -mål	5,00	5,00	5,00	5,00
Φ	16,99	17,00	16,97	17,03
L_1	11,73	12,29	26,58	26,51
L_2	16,62	16,77	16,80	16,99



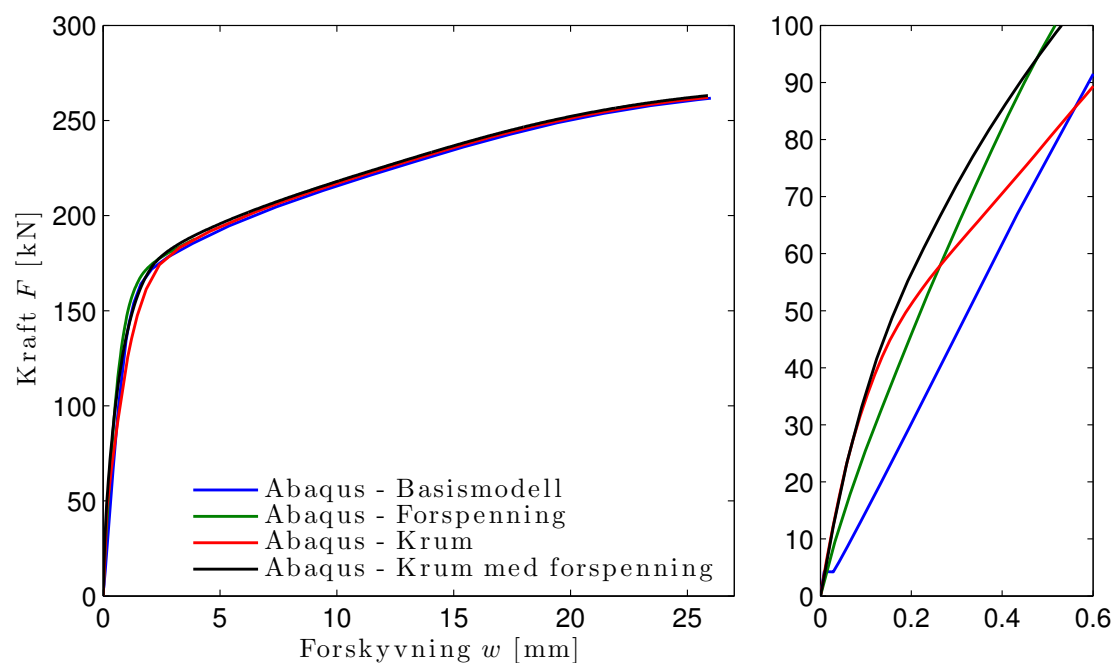
FIGUR 8.5: Geometri inndata numeriske analyser, mål i mm

8.3 Kalibrering av numerisk modell

I forbindelse med etterregning av forsøkene ble fire ulike modeller for hvert prøvestykke benyttet. Den første modellen var basismodellen, som brukt under parameterstudiet i Kapittel 4. Forandringene i modellen fra parameterstudiet var en ny materialmodell for endeplaten vist i Figur 8.1 og 8.2, og at målte verdier på geometrien ble brukt, vist i Tabell 8.5.

Den andre modellen tok utgangspunkt i basismodellen med den nye materialmodellen, men forspenning av bolter inkludert. Ved beregning av kraften påsatt i boltene ble det brukt samme prosedyre som under parameterstudiet, se Avsnitt 4.3. I den tredje modellen ble den rette endeplaten erstattet med en krum endeplate, og forspenningen i boltene ble fjernet. Den fjerde og siste siste modellen kombinerte effekten av krum endeplate med forspenning i bolter. Denne modellen er den mest representative i forhold til forsøkene.

Figur 8.6 viser resultatene fra de fire ulike modellene for prøve A1. Figuren viser at kapasiteten i liten grad blir påvirket av de ulike effektene, mens den initielle stivheten varierer fra modell til modell. Det er tydelig at basismodellen gir den laveste stivheten, og modellen med krum endeplate og forspenning i boltene gir den høyeste. Den initielle stivheten har i likhet med parameterstudiet blitt bestemt med stigningstallet opp til 50 kN. Stivhetstallene og økningen i forhold til basismodellen er vist i Tabell 8.6.



FIGUR 8.6: Kraft-forskyvningskurve for kalibrering av modell

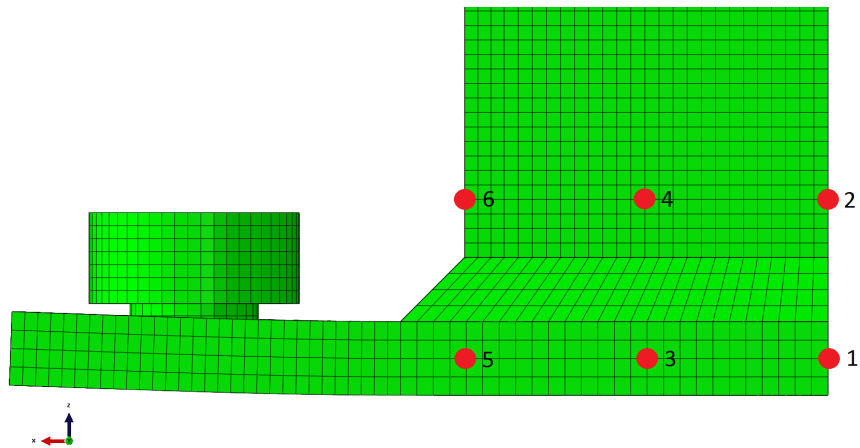
TABELL 8.6: Initiell stivhet for ulike modeller i Abaqus

Analyse	Stivhet [kN/mm]	Økning [%]
Basis	153	-
Forsp.	229	51
Krum	265	73
Krum med forsp.	309	102

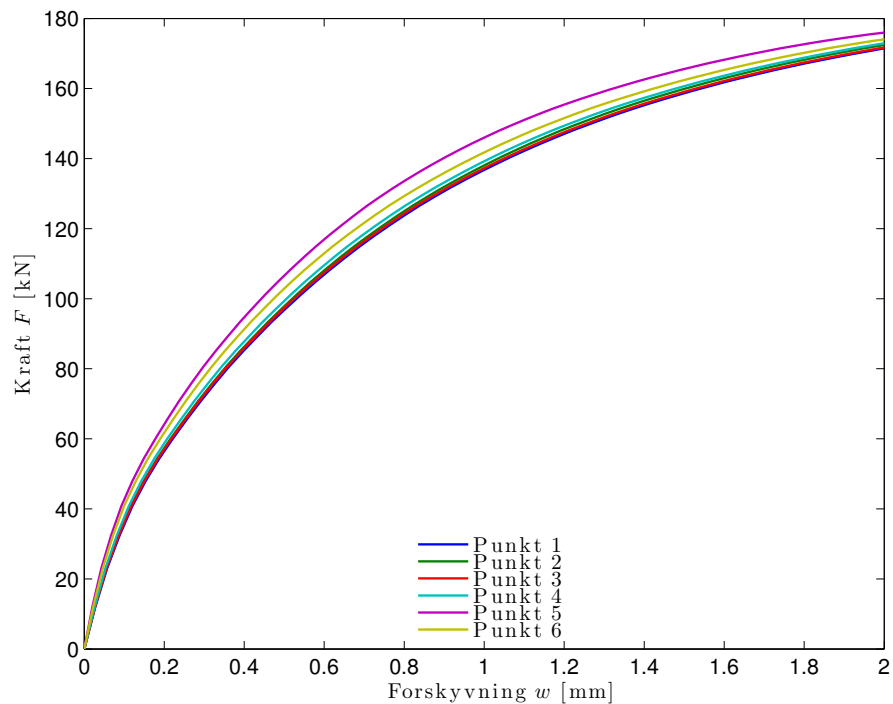
Det er tydelig at både forspenningen og krum endeplate bidrar betydelig til den initielle stivheten. I modellen med krum endeplate og forspente bolter dobles stivheten sammenlignet med basismodellen. I modellen med krum endeplate vil endeplaten bøye seg noe tilbake etter at grensebetingelsene for å bøye ned endeplaten har blitt fjernet, (jfr. Steg 5, Tabell 3.2). Dette medfører en viss mengde forspenning i boltene, uten at denne forspenningen eksplisitt har blitt spesifisert. Det er derfor vanskelig nøyaktig å tallfeste størrelsen på effekten av krum endeplate alene.

8.3.1 Betydningen av ulike referansepunkt

Det ble tatt ut data for forskyvning ved seks ulike målepunkt vist i Figur 8.7. Kraft-forskyvningsdiagram med forskyvningsdata fra hvert av målepunktene er vist i Figur 8.8. Figuren viser at det er liten forskjell mellom målepunkt 1-4, mens punkt 5 og 6 skiller seg klart ut. Disse har mindre forskyvning enn de fire andre punktene. Dermed kan det konkluderes med at hulprofilet og endeplaten under hulprofilet ikke oppfører seg som en fullstendig stiv blokk. Det er derfor valgt å bruke punkt 1 som referansepunkt for målte forskyvninger i simuleringene.



FIGUR 8.7: Referansepunkt for forskyvninger

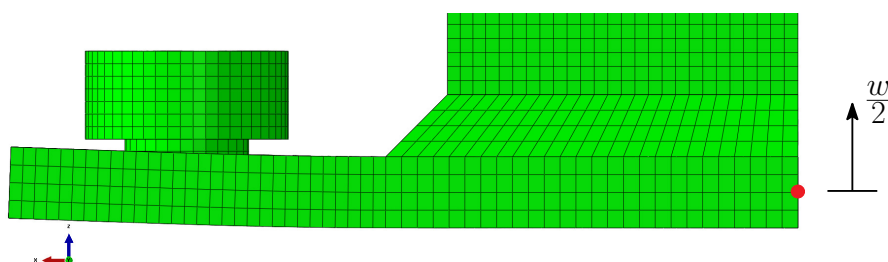


FIGUR 8.8: Forskjell på referansepunkt

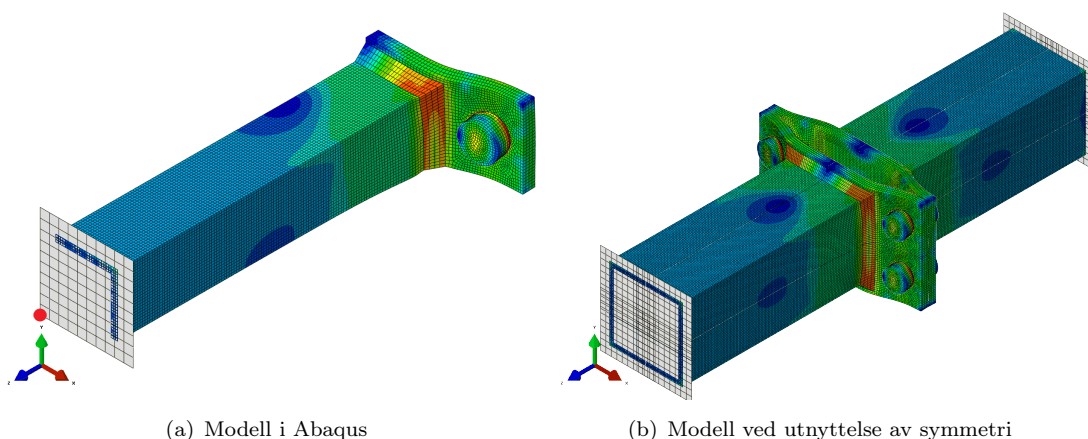
8.4 Resultater

Ved å sammenligne resultatene fra laboratorieforsøkene i Tabell 7.3 og Tabell 8.6 for Prøve A1 er det tydelig at modellen med krum endeplate og forspente bolter treffer den initielle stivheten best. I resten av oppgaven er derfor kun resultatene fra modellen med krum endeplate og forspente bolter presentert.

Dataene for kraft og forskyvning i analysen er hentet fra to forskjellige referansepunkt. Forskyvningen er hentet fra senter av endeplaten som vist i Figur 8.9, mens kraften ble hentet fra referansepunktet på det stive planet i enden av hulprofilet, Figur 8.10(a), hvor den foreskrevne forskyvningen ble påført. Siden en åttendedel av knutepunktet er modellert, må forskyvningen multipliseres med to og kraften multipliseres med fire for at det skal tilsvare resultatene fra forsøkene.



FIGUR 8.9: Målepunkt for forskyvning



FIGUR 8.10: Symmetriutnyttelse

Kapasitet

Det ble valgt å kjøre analysene i Abaqus med en større forskyvning enn forskyvningen ved brudd eller avslutning av laboratorieforsøkene. I analysene der hele kraft-forskyvningskurven

er funnet, ble det valgt å sette på 13 mm forskyvning på referansepunktet. Dette tilsvarer en forskyvning av prøvestykket på 26 mm på grunn av symmetriutnyttelse.

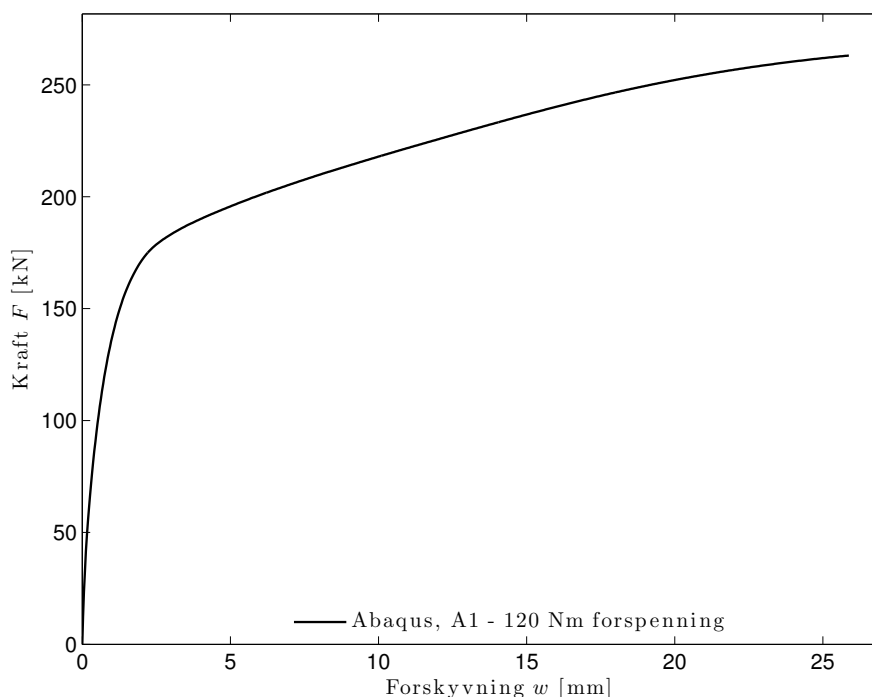
Stivhet

Det ble valgt å sette på 0,3 mm forskyvning i modellen der effekten av forspenning ble undersøkt. Det ble valgt å plote resultatene fra de numeriske simuleringene opp til 50 kN, som var maks last i Trinn I og II under forsøkene, se Kapittel 6.

8.4.1 Prøve A1

Kapasitet

Figur 8.11 viser resultatet fra den numeriske modellen med krum endeplate og forspente bolter for prøve A1. Kurven viser at den initielle stivheten er høyest i begynnelsen, og den er svakt avtagende fra start. Ved ~ 170 kN knekker kurven, og stivheten blir kraftig redusert. Derfra og ut er stivheten omtrent konstant. Stivheten blir kraftig redusert ved ~ 170 kN trolig grunnet massiv flytning gjennom endeplataten ved sveisen.

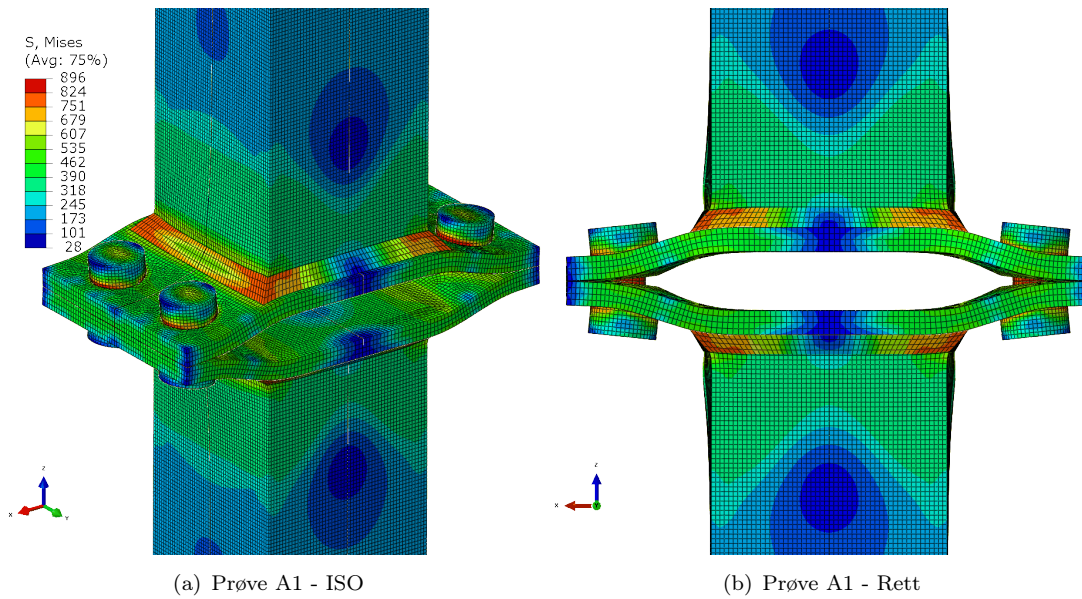


FIGUR 8.11: Kraft-forskyvningskurve for Prøve A1 - Krum med forspenning

Figur 8.12 - 8.15 viser konturplott av von Mises spenningsfordeling av hele prøvestykket og hver enkelt del. Konturplottene viser spenningstilstanden i prøvestykket ved tilsvarende forskyvning som maks last i forsøket. Dette vil si en forskyvning på 20,4 mm på Prøve A1. Kraften under laboratorieforsøket var 244 kN og 253 kN i Abaqus ved denne forskyvningen, altså overestimerer Abaqus kraften noe.

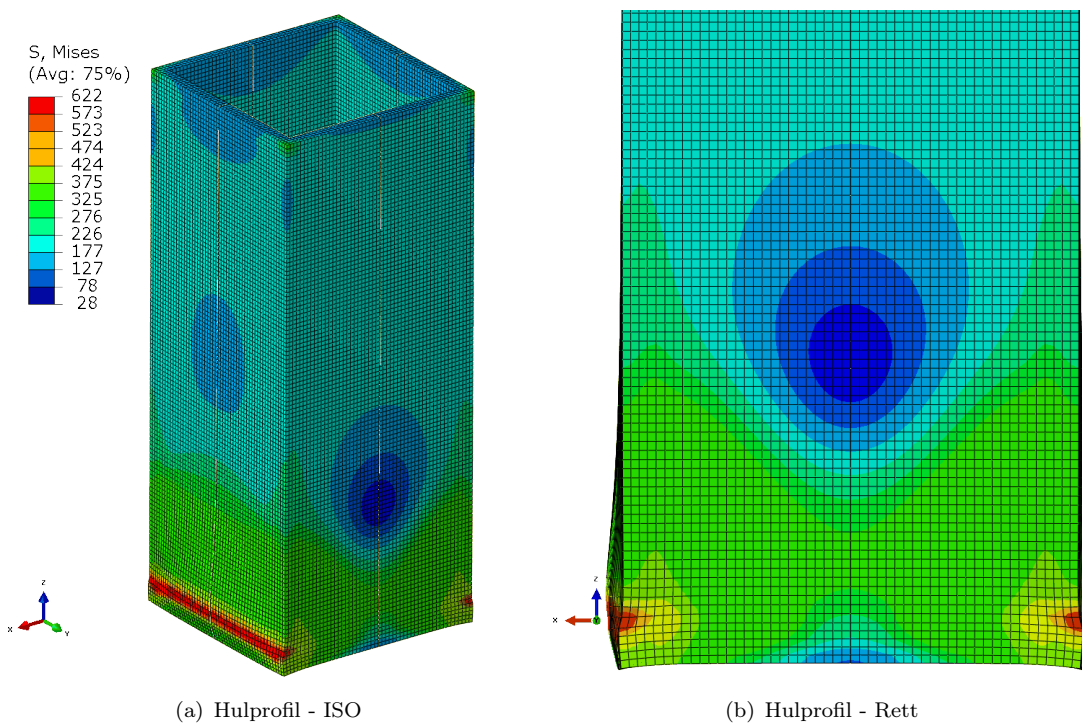
Fra Figur 8.12 kan en kjenne igjen deformasjonsmønsteret fra bruddmode 1. Endeplaten flyter ved kanten av hulprofilet og under boltene. Endeplaten deformerer seg mye utenfor hulprofilet, og under hulprofilet er endeplaten nesten udeformert.

Figur 8.13 viser spenningsfordelingen i hulprofilet. Mot toppen av hulprofilet er spenningsene jevnt fordelt over hele hulprofilet, mens ned mot endeplaten blir spenningsene og kreftene konsentrert ned mot sveisen på sidene mot boltene. Store deler av sveisen og

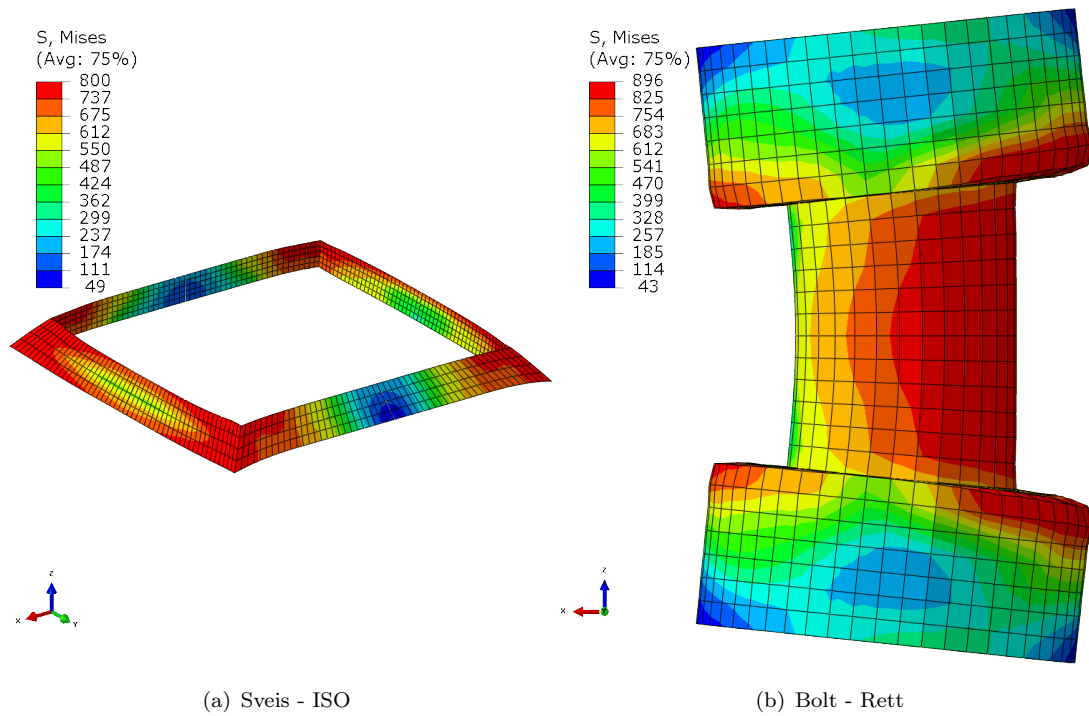


FIGUR 8.12: Prøve A1 - von Mises spenningsplott

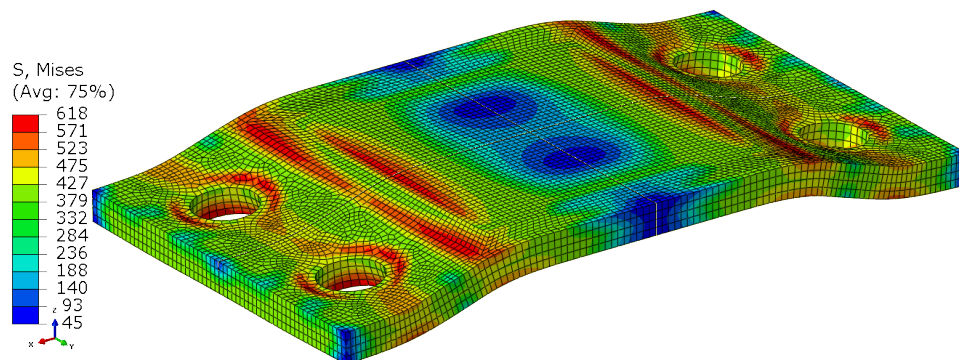
den gjengete delen av bolten har spenninger opp mot maks spenning som er lagt inn i materialmodellen, dette sees tydelig i Figur 8.14. Maks spenning i materialmodellen for sveisen og bolten er henholdsvis 800 MPa og 896 MPa.



FIGUR 8.13: Prøve A1 - Spenningsplott hulprofil



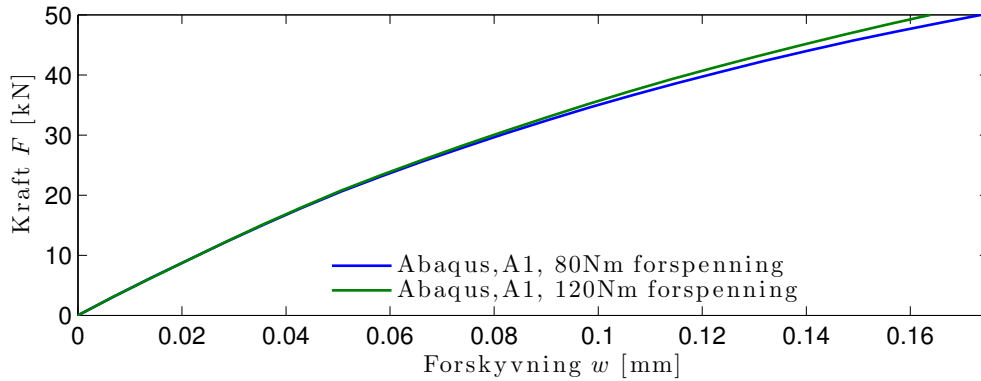
FIGUR 8.14: Prøve A1 - Spenningsplott for sveis og bolt



FIGUR 8.15: Prøve A1 - Spenningsplott for endeplate - ISO

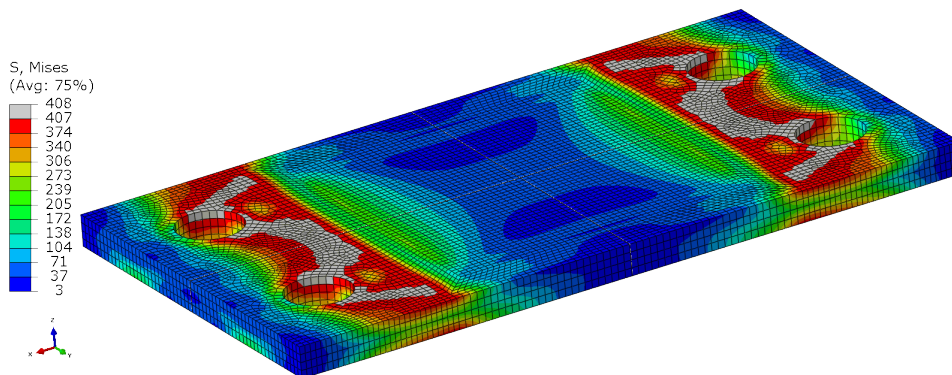
Stivhet

Figur 8.16 viser resultatene fra analysene med 80 Nm og 120 Nm forspenning av boltene opp til en kraft på 50 kN. Initiell stivhet er 287 kN/mm og 309 kN/mm med henholdsvis 80 Nm og 120 Nm forspenning.



FIGUR 8.16: Kraft-forskyvningskurve for Prøve A1 - Initiell stivhet

Spenningsplott av endeplaten før lastpåføring er vist i Figur 8.17. De grå partiene viser hvilke deler av endeplaten som er i flyt.

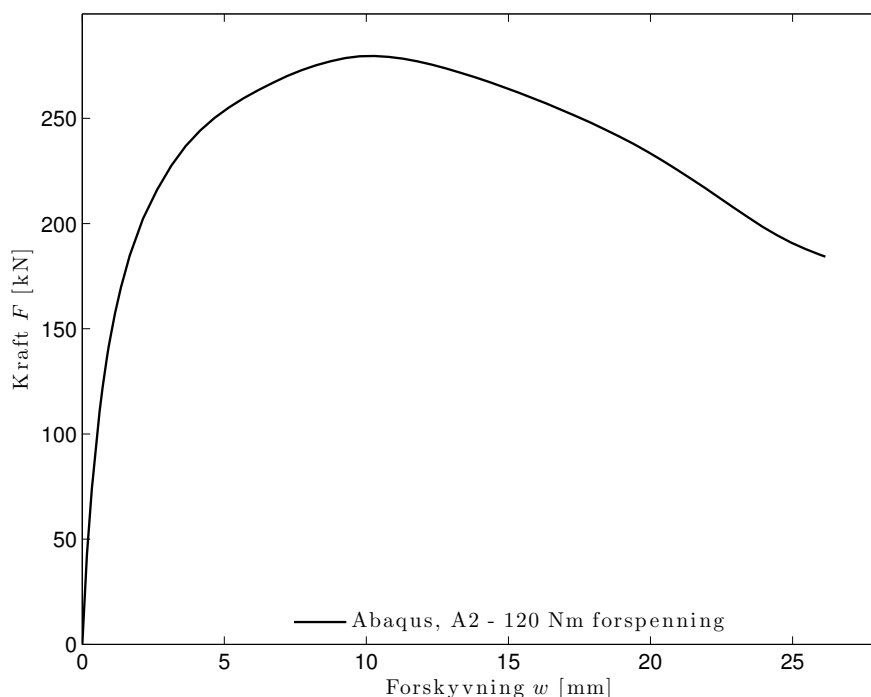


FIGUR 8.17: Prøve A1 - Spenningsplott for endeplate $w = 0$

8.4.2 Prøve A2

Kapasitet

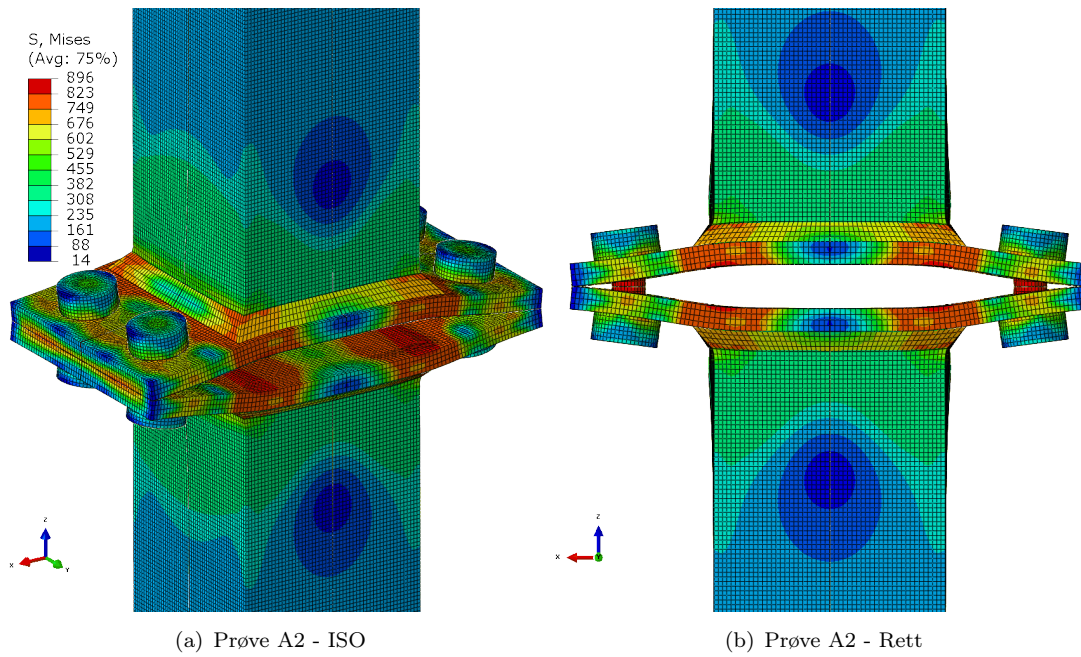
Resultatet fra analysen for Prøve A2 er vist i Figur 8.18. Kraft-forskyvningskurven har samme oppførsel i begynnelsen som Prøve A1, men den har ikke det samme knekkpunktet ved ~ 170 kN. I stede avtar stivheten jevnt hele veien frem til maks last på ~ 280 kN ved 10,5 mm forskyvning. Deretter avtar lasten frem til slutten av analysen.



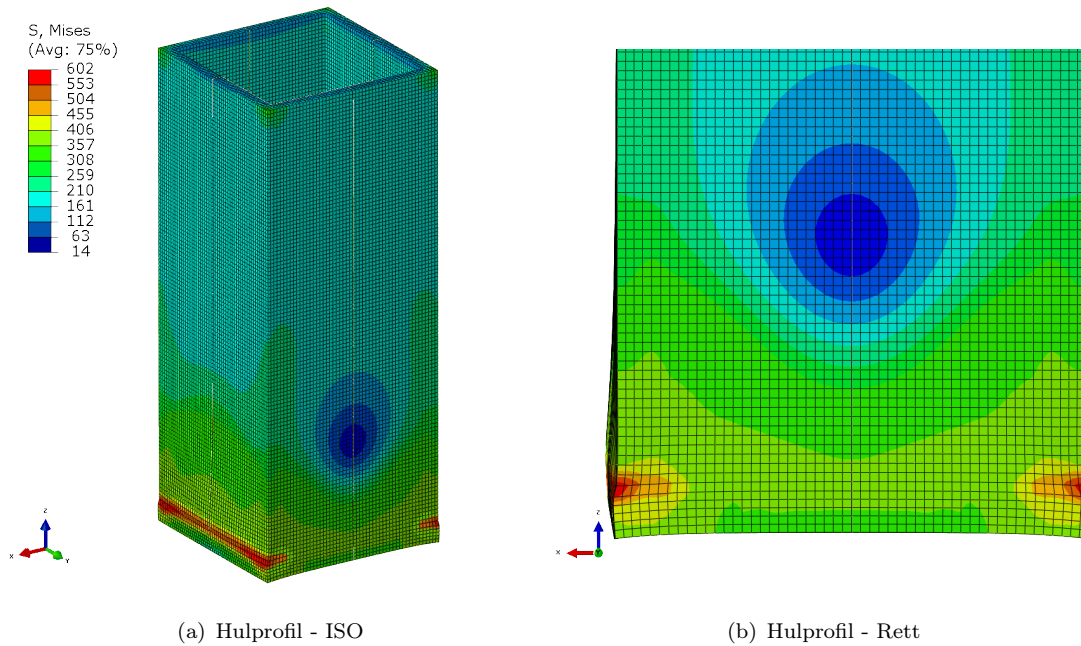
FIGUR 8.18: Kraft-forskyvningskurve for Prøve A2 - Krum med forspenning

Figur 8.19 - 8.22 viser konturplott av von Mises spenningsfordeling av hele prøvestykket og hver enkelt del. Plottene er hentet ut ved samme forskyvning som maks last i laboratorieforsøket, altså ved 11,5 mm forskyvning. Ved denne forskyvningen var lasten 296 kN under forsøket og 277 kN i Abaqus. Det vil si at Abaqus underestimerer kraften noe ved denne forskyvningen.

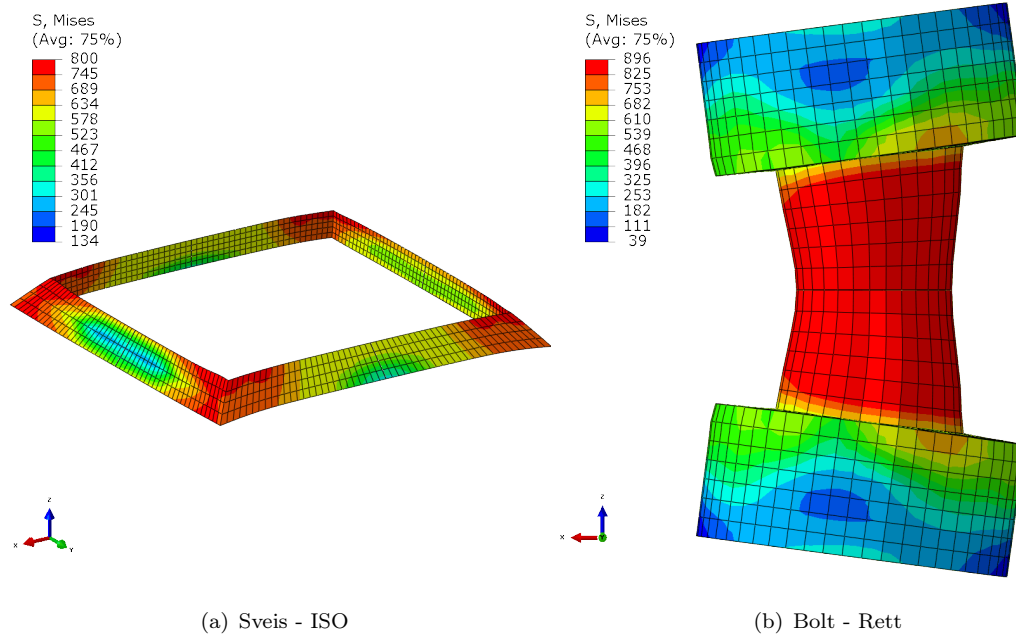
På Figur 8.19 er det tydelig at endeplaten i Weldom ikke deformerer seg likt som endeplaten i S355. Her er det bruddmode 2 som er fremtredende. Endeplaten flyter ved kanten av hulprofilet, og den økte kapasiteten til endeplaten medfører at bolten deformere seg i større grad. Dette blir bekreftet i Figur 8.21(b) som viser at hele det gjengete partiet av bolter har opp mot maks spenning, og innsnevring av gjengepartiet har begynt. Både hulprofilet og sveisen i Figur 8.20 og 8.21(a) viser tilnærmet samme oppførsel og spenningsfordeling som i Prøve A1.



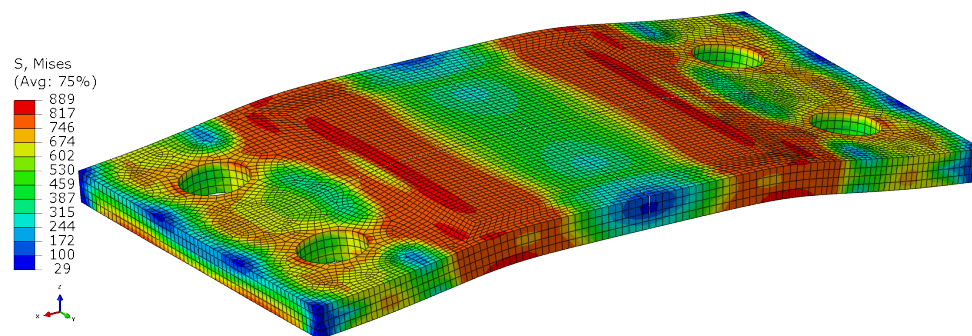
FIGUR 8.19: Prøve A2 - von Mises spenningsplott



FIGUR 8.20: Prøve A2 - Spenningsplott hulprofil



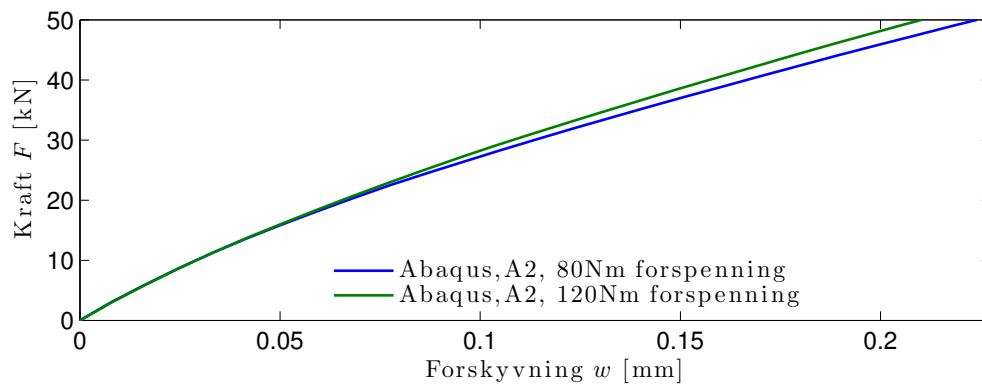
FIGUR 8.21: Prøve A2 - Spenningsplott for sveis og bolt



FIGUR 8.22: Prøve A2 - Spenningsplott for endeplate - ISO

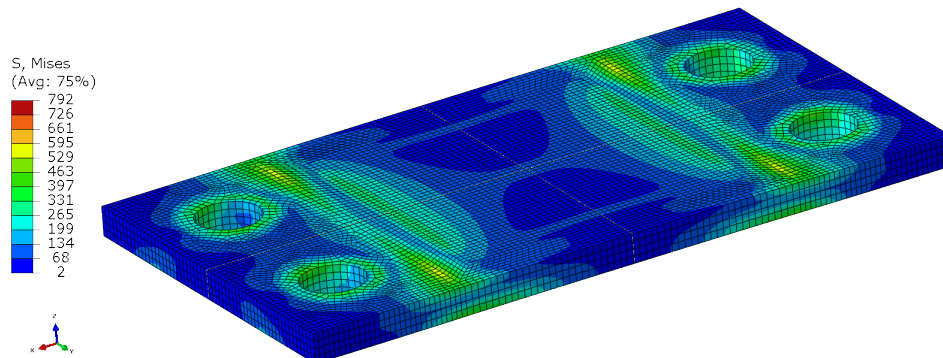
Stivhet

Figur 8.23 viser resultatene fra de numeriske analysene for Prøve A2 med forskjellig forspenning. Initiell stivhet er 222 kN/mm og 237 kN/mm for henholdsvis 80 Nm og 120 Nm forspenning.



FIGUR 8.23: Kraft-forskyvningskurve for Prøve A2 - Initiell stivhet

Spenningsfordelingen i endeplaten før pålastning er vist i Figur 8.24. Endeplaten i Prøve A2 er ikke i nærheten av å flyte. Største spenning er i overkant av 529 MPa, mens flytespenningen i Abaqus er 792 MPa for Weldox 700.

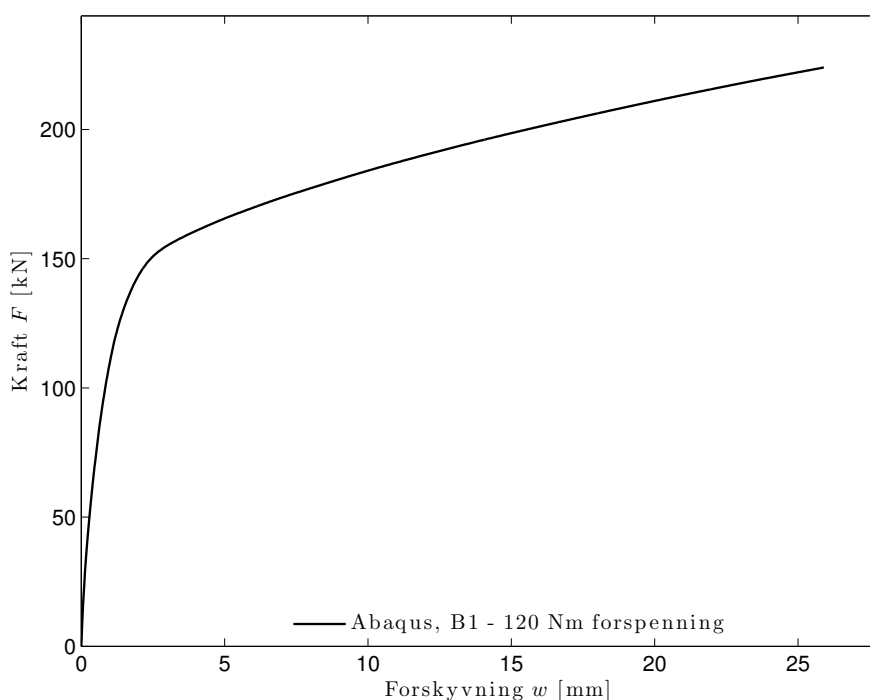


FIGUR 8.24: Prøve A2 - Spenningsplott for endeplate $w = 0$

8.4.3 Prøve B1

Kapasitet

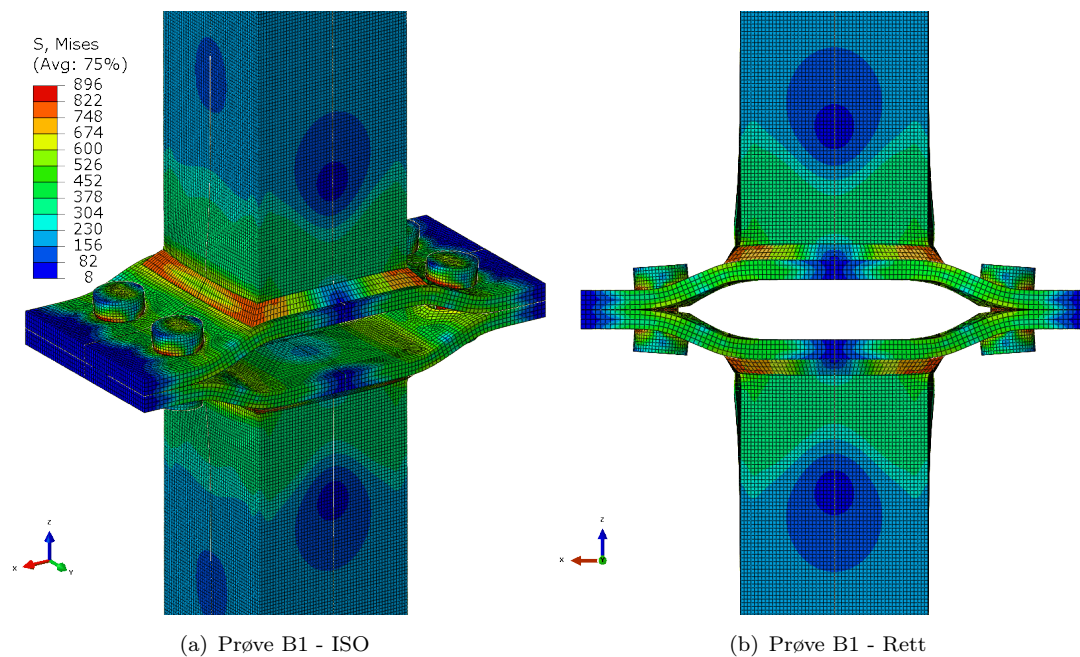
Resultatet fra analysen av Prøve B1 er vist i Figur 8.25. Kraft-forskyvningskurven har samme form som kraft-forskyvningskurven til Prøve A1. Knekkpunktet i kurven for Prøve B1 ligger på ~ 150 kN, mens for Prøve A1 lå knekkpunktet på ~ 170 kN. Denne reduksjonen kommer av at det er større avstand fra boltene og inn til sveisen, noe som medfører større moment i endeplaten ved sveisen for en gitt last i Prøve B1. Dette medfører at endeplaten i Prøve B1 flyter ved en lavere last enn Prøve A1.



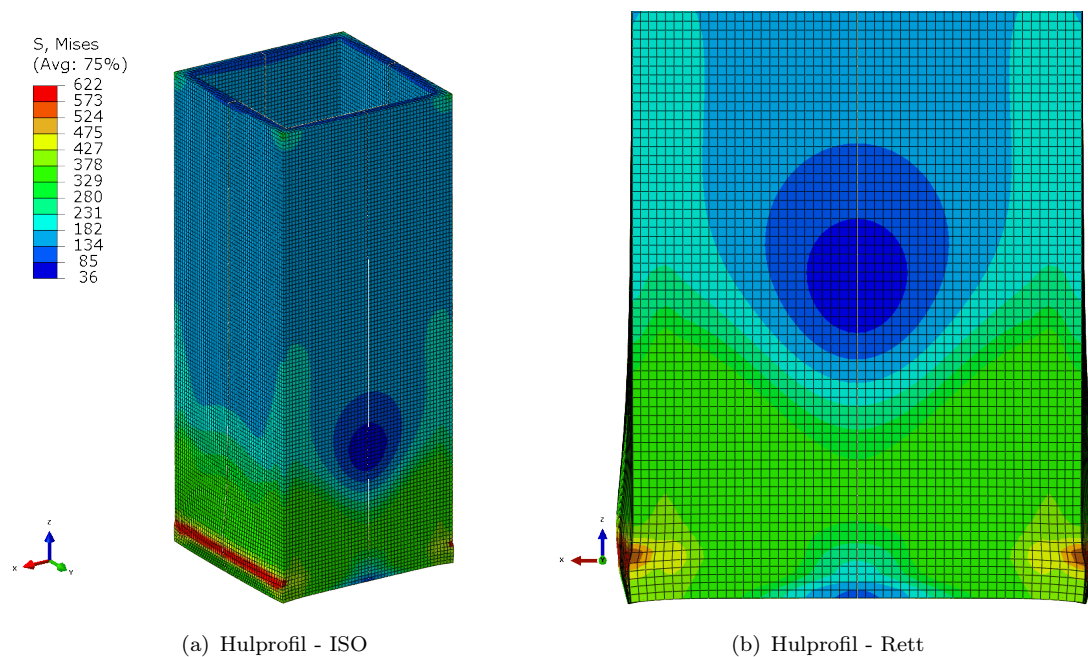
FIGUR 8.25: Kraft-forskyvningskurve for Prøve B1 - Krum med forspenning

Figur 8.26 - 8.29 viser konturplott av von Mises spenningsfordeling av Prøve B1. Plottene viser spenningstilstanden i prøvestykket ved tilsvarende forskyvning som maks last i forsøket. Dette vil si en forskyvning på 23,6 mm. Kraften i laboratorieforsøket var 226 kN og 224 kN i Abaqus ved denne forskyvningen.

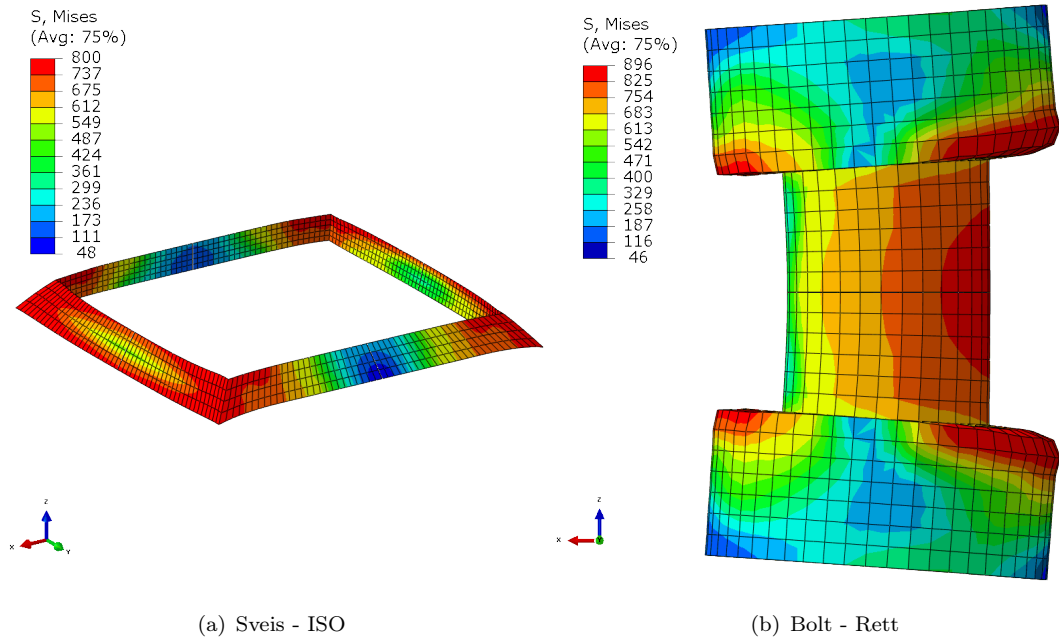
Fra Figur 8.26 er det tydelig at deformasjonene tilsvarer bruddmode 1. Endeplaten flyter ved kanten av hulprofilet og under boltene. Dette blir også bekreftet av Figur 8.29. Både Figur 8.27 og 8.28 viser samme tendenser som tilsvarende figurer for Prøve A1.



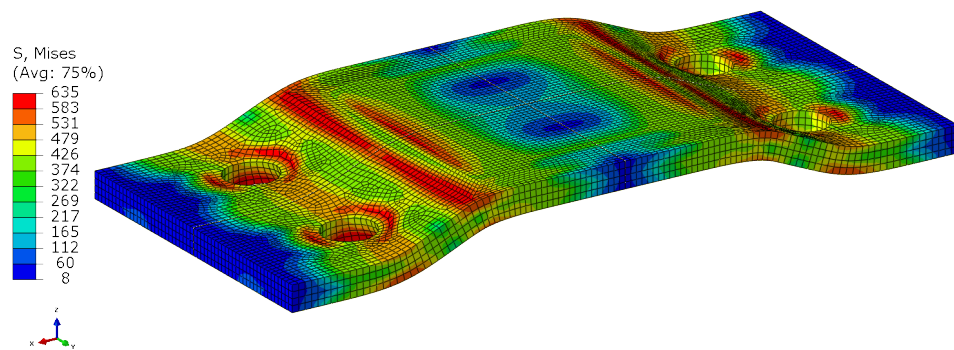
FIGUR 8.26: Prøve B1 - von Mises spenningsplott



FIGUR 8.27: Prøve B1 - Spenningsplott hulprofil



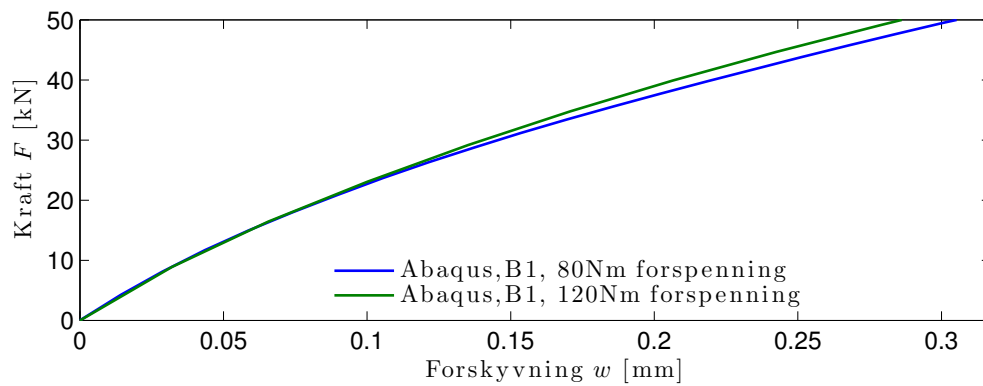
FIGUR 8.28: Prøve B1 - Spenningsplott for sveis og bolt



FIGUR 8.29: Prøve B1 - Spenningsplott for endeplate - ISO

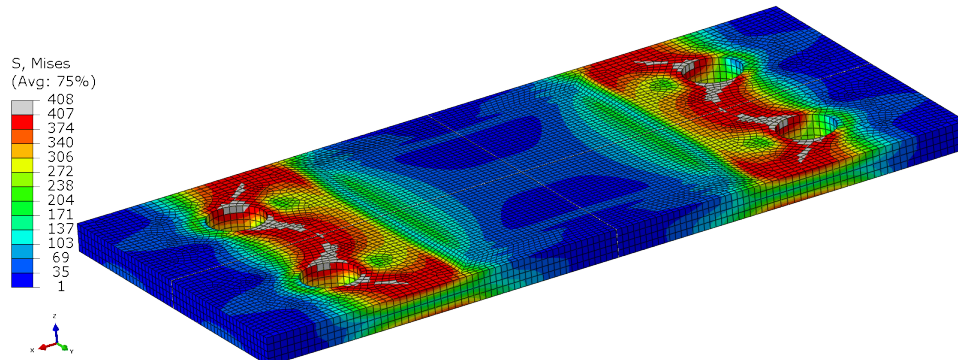
Stivhet

Figur 8.30 viser resultatene for de numeriske analysene med varierende forspenning av Prøve B1. Den initielle stivheten er 162 kN/mm og 169 kN/mm med henholdsvis 80 Nm og 120 Nm tiltrekkingsmoment.



FIGUR 8.30: Kraft-forskyvningskurve for Prøve B1 - Initiell stivhet

Figur 8.31 viser spenningsfordelingen i endeplaten for Prøve B1 for lastpåføringen. Figuren viser at særdeles små områder av endeplaten flyter før pålastningen, merket med grått.

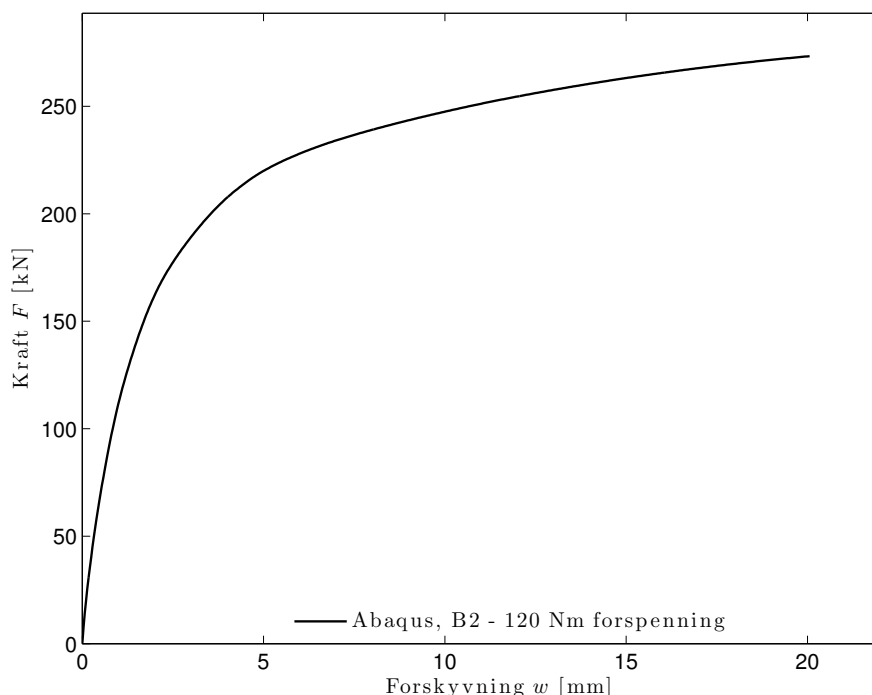


FIGUR 8.31: Prøve B1 - Spenningsplott for endeplate $w = 0$

8.4.4 Prøve B2

Kapasitet

Resultatet fra analysen av Prøve B2 er vist i Figur 8.32. Kraft-forskyvningskurven har samme oppførsel som kraft-forskyvningskurvene til Prøve A1 og Prøve B1. Kurven er ikke rettlinjet initielt, men krummer svakt helt fra starten. Tydelig avbøyning kommer ved ~ 200 kN. Det vil si at stivheten reduseres gradvis fra start, før den avtar kraftig ved ~ 200 kN.

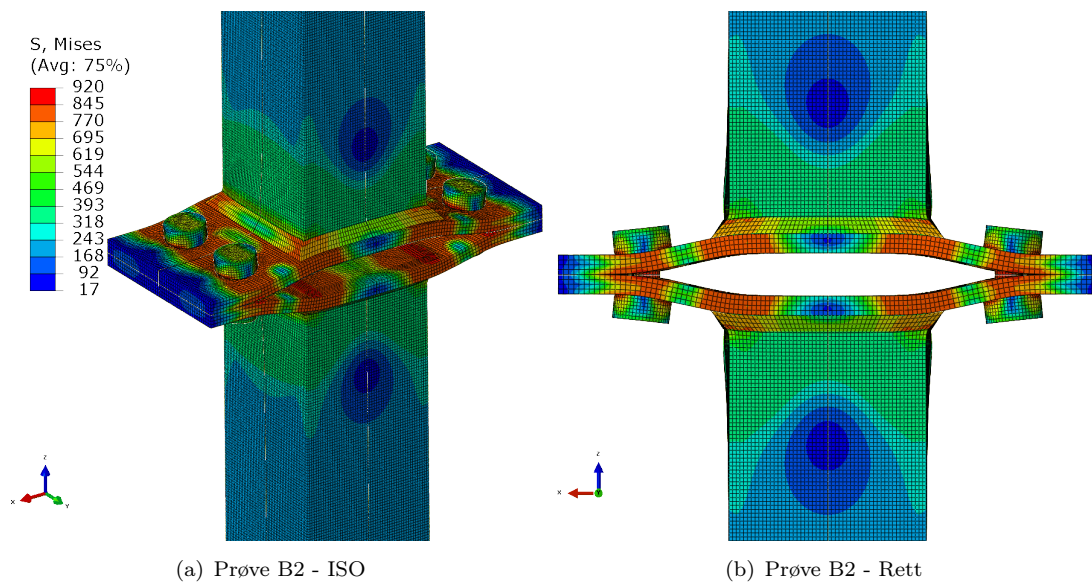


FIGUR 8.32: Kraft-forskyvningskurve for Prøve B2 - Krum med forspenning

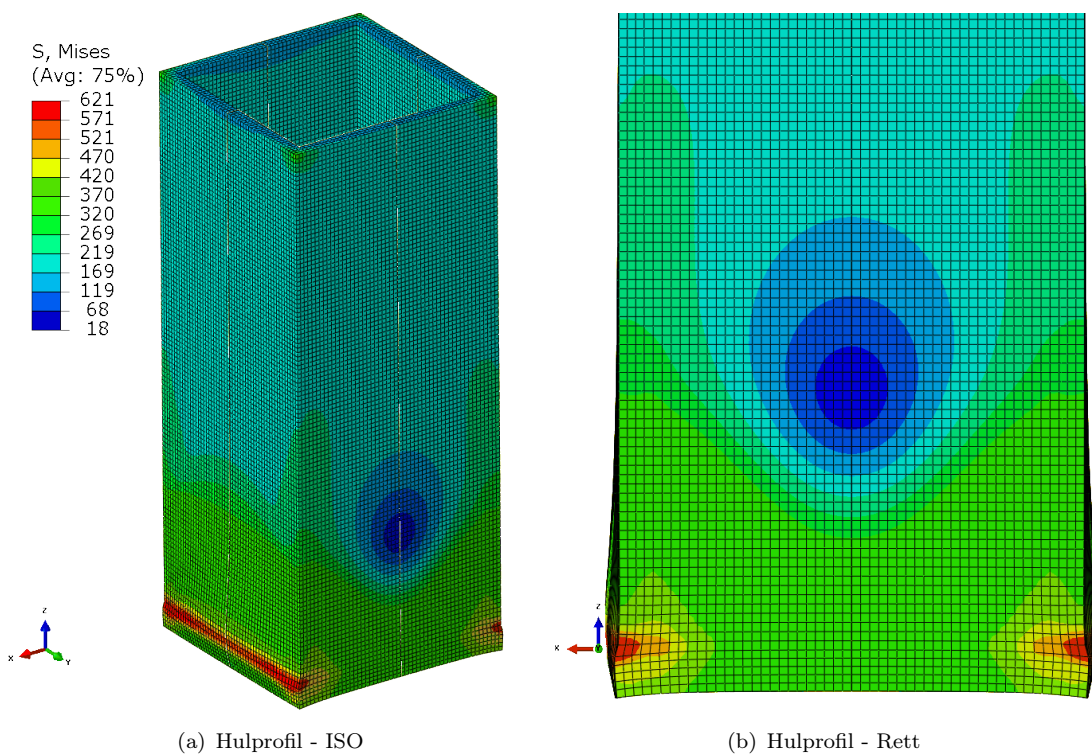
Figur 8.33 - 8.36 viser konturplott av von Mises spenningsfordeling av Prøve B2. Konturplottene er hentet ut ved samme forskyvning som maks last under laboratorieforsøket, dvs 17,5 mm forskyvning. I laboratorieforsøket var kraften 264 kN, mens kraften i Abaqus var 270 kN ved denne forskyvningen. Det vil si at Abaqus overestimerte kraften noe.

Selv om endeplaten er i Weldox 700, har ikke bruddmoden endret seg slik som fra Prøve A1 til Prøve A2. Det er fremdeles bruddmode 1 som er fremtredende, hvor endeplaten flyter ved kanten av hulprofilet og under bolten. Dette kommer tydelig frem i Figur 8.33 og 8.36.

Den økte avstanden mellom bolten og kanten av hulprofilet medfører at bolten deformerer seg i mindre grad sammenlignet med Prøve A2. Lasten på prøvestykket blir ikke så stor at bolten begynner å innsnevre seg i det gjengete partiet, og prøvestykket blir mer duktilt.



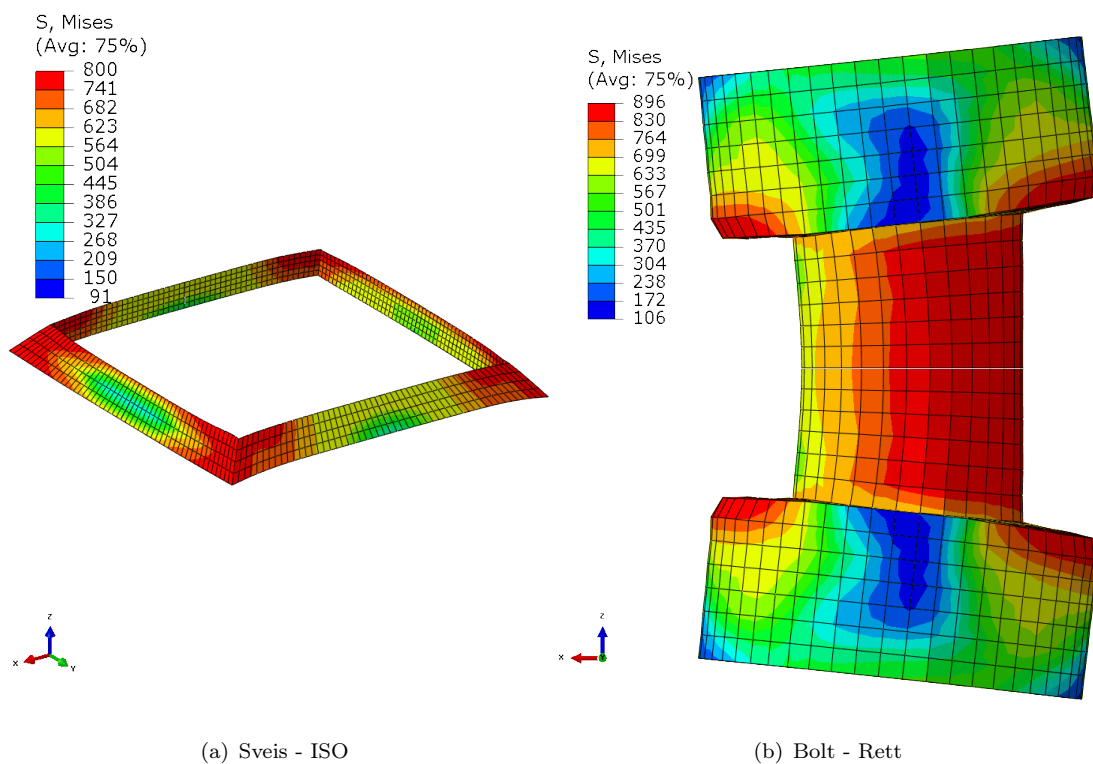
FIGUR 8.33: Prøve B2 - von Mises spenningsplott



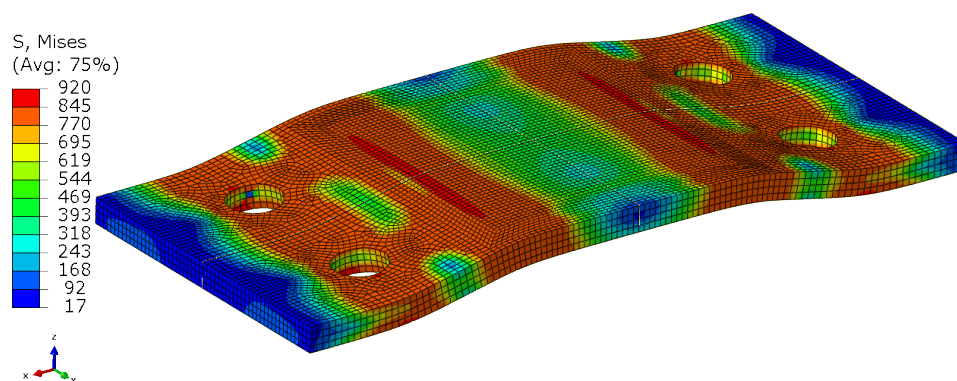
FIGUR 8.34: Prøve B2 - Spenningsplott hulprofil

Dette kommer frem av Figur 8.35(b), hvor det er tydelig at ikke hele det gjengete partiet har opp mot maks spenning.

Hulprofilen og sveisen i Figur 8.34 og 8.35(a) viser samme tendenser når det gjelder deformasjon og spenninger som i de tre foregående analysene.



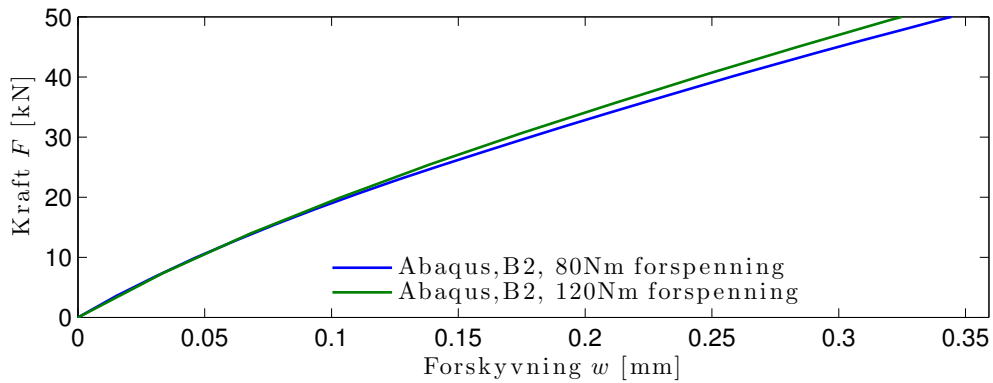
FIGUR 8.35: Prøve B2 - Spenningsplott for sveis og bolt



FIGUR 8.36: Prøve B2 - Spenningsplott for endeplate - ISO

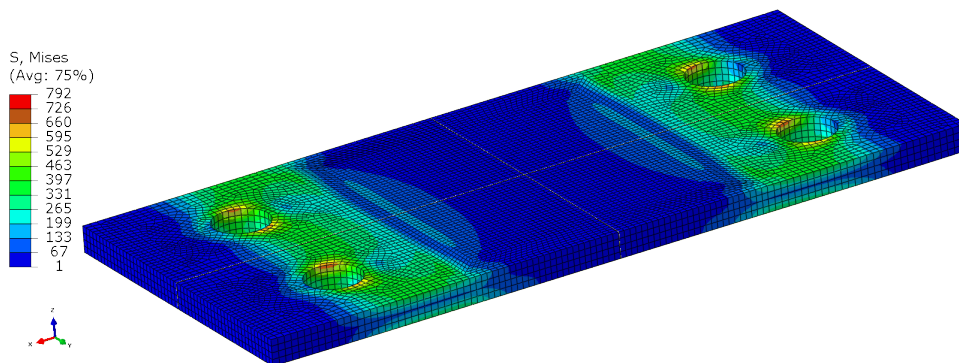
Stivhet

Resultatene fra de numeriske analysene med varierende tiltrekkingsmoment er vist i Figur 8.37. Den initielle stivheten er 144 kN/mm og 151 kN/mm for analysene med henholdsvis 80 Nm og 120 Nm tiltrekkingsmoment.



FIGUR 8.37: Kraft-forskyvningskurve for Prøve B2 - Initiell stivhet

Figur 8.38 viser spenningsplott av Prøve B2. Figuren viser at Prøve B2 heller ikke flyter av å stramme til boltene. Største spenning er i overkant av 595 MPa, mens flytespenningen er på 792 MPa.



FIGUR 8.38: Prøve B2 - Spenningsplott for endeplate $w = 0$

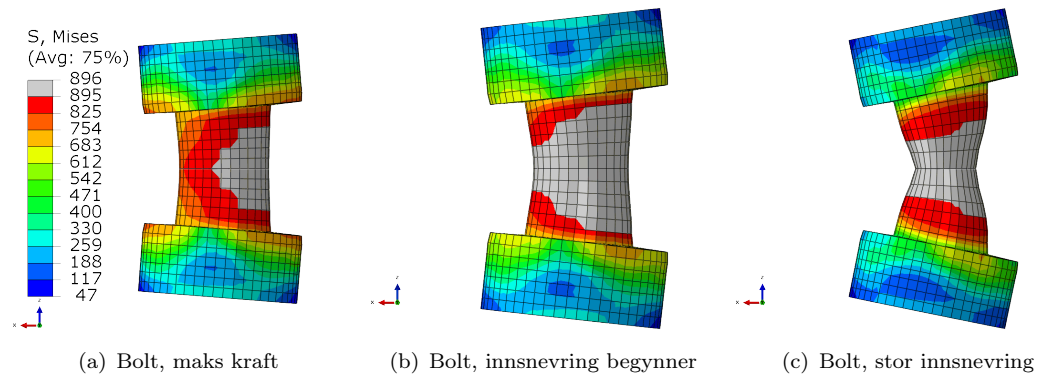
8.5 Oppsummering av resultater

De beregnede stivhetene fra hver av de numeriske analysene er vist i Tabell 8.7. Prøvestykkene med endeplate i Weldox 700 har lavere stivhet enn de med endeplate i S355. Store deler av dette avviket skyldes trolig at endeplatene i Weldox er gjennomgående tynnere enn de i S355.

TABELL 8.7: Oppsummering av stivheter fra numeriske analyser

Prøvestykke	80 Nm [kN/mm]	120 Nm [kN/mm]	Økning %
A1	287	309	6,2
A2	222	237	6,4
B1	162	169	4,8
B2	144	151	4,9

De numeriske simuleringene for Prøve A1, B1 og B2 har økende kraft i hele kraftforskyvningkurven. Prøve A2 hadde derimot avtagende kraft etter ~ 10 mm forskyvning. Kraften avtar antageligvis fordi boltene da har maks spenning som er spesifisert i materialmodellen gjennom hele tverrsnittet. Ved videre pålast vil boltene da raskt begynne å snevre inn. Figur 8.39 forsterker denne teorien. Ved maks kraft har omtrent halvparten av det gjengede partiet maks tillatt spenning, mens det etter maks kraft er maks tillatt spenning gjennom hele tverrsnittet, og tverrsnittsarealet minker.



FIGUR 8.39: Prøve A2 - Spenningsplott for, før og etter maks kraft

Kapittel 9: Sammenligning av resultater

Dette kapittelet tar for seg sammenligninger av resultater fra laboratorieforsøk, numeriske simuleringer og håndberegninger etter NS-EN 1993-1-8. For at håndberegningene i størst mulig grad skal være sammenlignbare med forsøkene og simuleringene, er det valgt å gjøre beregningene med målt platetykkelse, se Tabell 8.5. Verdiene for kapasitet og stivhet vil derfor ikke samsvare helt med de i Kapittel 5.

Alle simuleringene vist i dette kapittelet har inkludert effektene med krumme endeplater (med størrelser som målt, se Tabell 8.5) og forspenning i boltene (120 Nm). Det er valgt å ikke ta med resultatene med 80 Nm forspenning i boltene fra hverken simuleringene eller laboratorieforsøkene. Dette fordi simuleringene og laboratorieforsøkene ga omtrent samme initielle stivhet for disse simuleringene som for de med 120 Nm forspenning (se Tabell 8.7).

Det er valgt å sammenligne den initielle stivheten, K_{ini} , fra forsøk og simulering opp mot beregnet verdi fra eurokoden. Responskurvene fra forsøkene er omtrent lineære opp til en kraft på ~ 50 kN, dette er derfor definert som "forsøksstivheten". Tilsvarende definisjon er også brukt for simuleringene.

Siden tre av prøvestykkene i laboratorieforsøkene gikk til brudd i sveisen, er bruddlasten et dårlig mål på den reelle kapasiteten til prøvestykkene. Bruddlasten ville blitt høyere hvis sveisen hadde vært større, eller innbrenningen bedre. Det er derfor valgt å bruke tre forskjellige mål på kapasiteten til prøvestykkene, og disse er definert nedenfor.

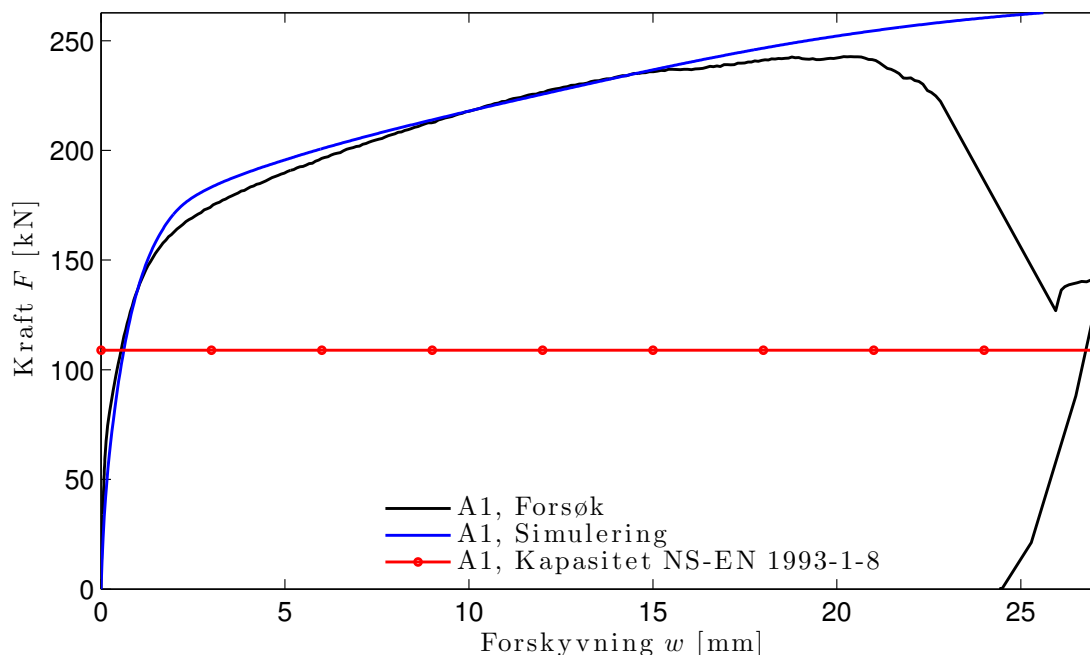
1. Kapasitet ved maks last i forsøk
2. Kapasitet ved redusert stivhet, her $K = K_{fors.}/125$
3. Kapasitet ved forskyvning lik endeplatetykkelsen, $w = t_f$

Det er valgt å sammenligne beregnet kapasitet fra eurokoden opp mot disse tre kapasitetsmålene fra forsøk og simulering. "Maks last" fra simuleringen er definert som last ved tilsvarende forskyvning som maks last i forsøkene. Dette fordi alle kurvene fra simuleringene (utenom A2) stiger videre etter brudd i forsøkene.

Prosentavvikene, ΔK og ΔF , er beregnet med resultatet fra NS-EN 1993-1-8 som referanse på følgende måte:

$$\Delta K = \left(\frac{K - K_{NS-EN}}{K_{NS-EN}} \right) \cdot 100\%, \quad \Delta F = \left(\frac{F - F_{NS-EN}}{F_{NS-EN}} \right) \cdot 100\% \quad (9.1)$$

9.1 Prøve A1



FIGUR 9.1: Kraft-forskyvningskurve fra forsøk og simulering samt beregnet kapasitet til prøvestykke A1

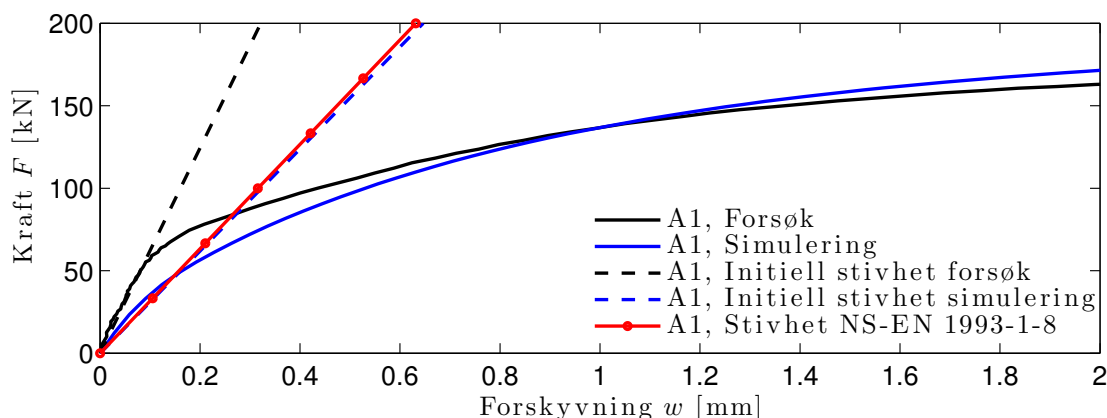
Figur 9.1 viser resultat fra forsøk A1, som figuren viser stemmer simuleringen bra med responskurven fra forsøket (blå mot sort kurve). Responskurvene er tilnærmet parallelle på området som observeres i denne figuren, altså representerer simuleringen stivheten bra for laster over ~ 50 kN. En kan ikke fra Figur 9.1 si noe om hvor godt simuleringen stemmer med forsøket for små laster, dette er sett nærmere på i Figur 9.2 på neste side.

Kapasiteten som NS-EN 1993-1-8 predikerer, se Tabell 9.1, er konservativ sammenlignet de tre ulike kapasitetsmålene. I forsøket ble synlig glippe observert ved en kraft på 75 kN (se Kapittel 6). Dersom en ser på responskurven fra forsøket i Figur 9.2 ved denne kraften, ser en at kurven ”knekk” her og stivheten avtar. Her er trolig de initielle kontaktkreftene på grunn av tilstrammingen av boltene avlastet, og responsen går så over til å være dominert av bøyning i endeplaten og strekk i boltene. Videre kan en også observere i Figur 9.1 en kraftig ”knekk” ved omtrent 170 kN hvor stivheten avtar ytterligere. Basert på observasjoner i simuleringene skyldes trolig denne siste knekken at det her oppstår massiv flytning gjennom hele platetykkelsen.

TABELL 9.1: Sammenligning av kapasitet for A1

	Maks kraft			Initiell stivhet/125			Forskyvning lik t_f		
	F	w	ΔF	F	w	ΔF	F	w	ΔF
	[kN]	[mm]	[%]	[kN]	[mm]	[%]	[kN]	[mm]	[%]
NSEN	109	-	-	109	-	-	109	-	-
Simu.	253	20,4	132,4	210	8,3	93,2	209	8,1	92,2
Fors.	244	20,4	123,9	199	5,7	83,2	210	8,1	92,9

Figur 9.2 viser et nærbilde av kurven i Figur 9.1 med den beregnede stivheten fra NS-EN 1993-1-8. Fra verdiene presentert i Tabell 9.2 er tydelig av både simuleringen og beregnede stivheten underestimerer den initielle stivheten fra forsøket. Det er tidligere vist i Kapittel 4 at forspenning av bolter og initiell krumning i endeplatene gir en økt stivhet i knutepunktet initielt. Simuleringen har inkludert disse effektene, men gir likevel en mykere respons enn hva som ble målt i forsøket. Det er flere mulige forklaringer på hvorfor simuleringen ikke treffer stivheten initielt, mulige årsaker diskuteres i Kapittel 10.

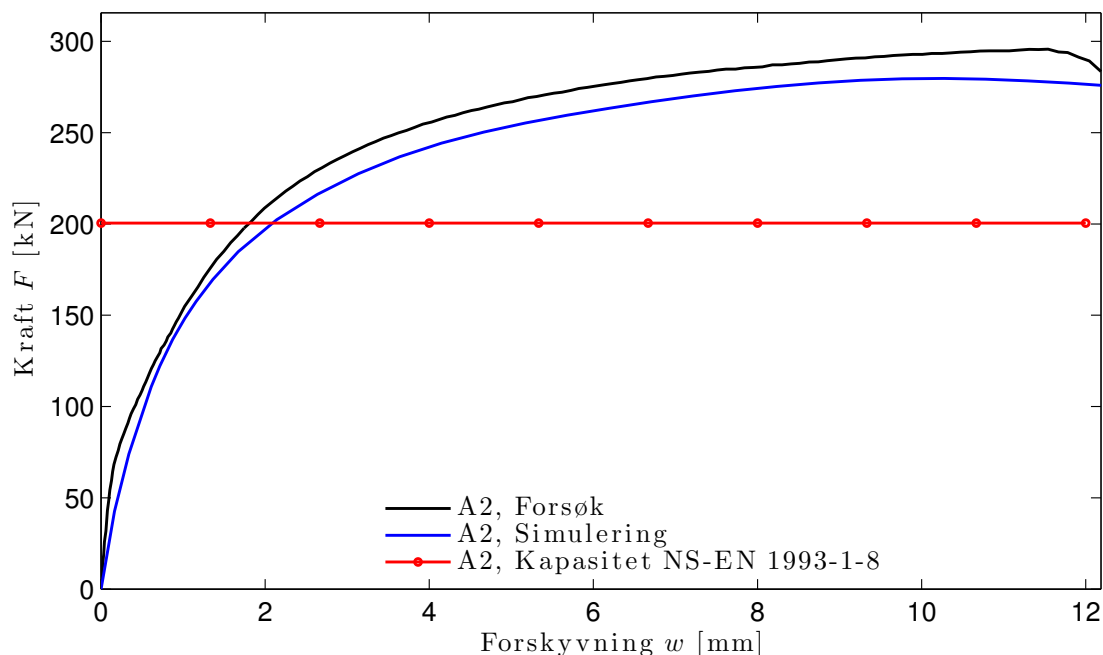


FIGUR 9.2: Prøvestykke A1: Sammenligning av kraft-forskyvningskurve til 2 mm fra forsøk og Abaqus og stivhet fra NS-EN 1993-1-8

TABELL 9.2: Sammenligning av initiell stivhet for A1

	K_{ini} [kN/mm]	ΔK
Eurokode	316	-
Simulering	309	-2,2 %
Forsøk	622	96,5 %

9.2 Prøve A2



FIGUR 9.3: Kraft-forskyvningskurve fra forsøk og simulering samt beregnet kapasitet til prøvestykke A2

Figur 9.3 viser resultater for prøve A2, som figuren viser stemmer simuleringen bra med responskurven fra forsøket (blå mot sort kurve). Kurvene er tilnærmet parallelle i området figuren inkluderer. Stivheten stemmer dermed bra for lastnivåer over ~ 60 kN. Hvor godt simuleringen representerer stivheten for lavere laster er sett nærmere på i Figur 9.4 på neste side.

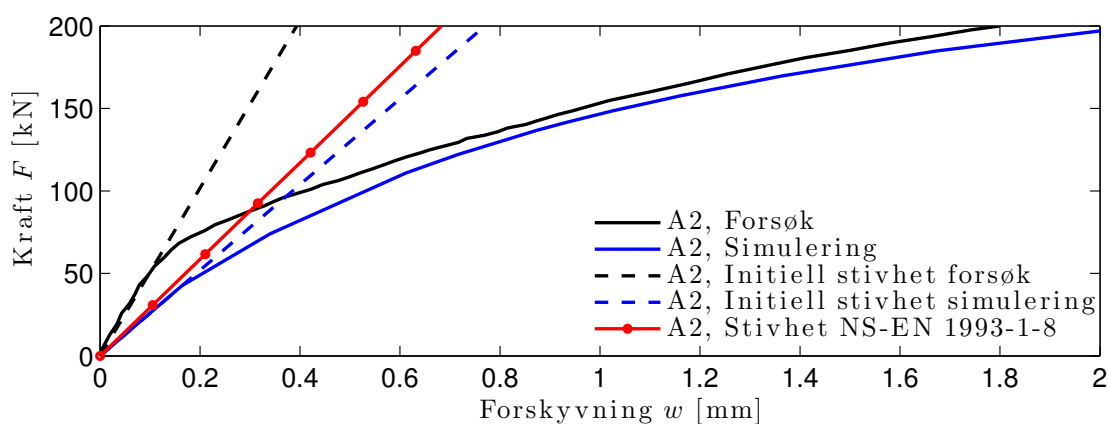
Knekkene som ble observert på responskurven til prøvestykke A1 er ikke like tydelige for dette prøvestykket. Fra Kapittel 6 er det kjent at synlig glippe ble observert ved en kraft på 77 kN, og liten knekk kan observeres omtrent her på responskurven fra forsøket i Figur 9.3. Trolig er kreftene fra tilstrammingen av boltene avlastet og bøyning av endeplatene og strekk i boltene dominerer responsen. Ut fra responskurven er det her (i motsetning til A1) en glidende overgang fra flyt på strekk- og trykksiden til massiv flytning oppstår, derfor krummer kurven slakt fra omtrent 160 til 210 kN.

Kapasitetsberegning i henhold til NS-EN 1993-1-8 gir konservative resultater for de tre kapasitetsmålene også for dette prøvestykket, se Tabell 9.3. Dette knutepunktet ble utført i høyfast stål, Weldox 700, med flytespenning som NS-EN 1993-1-8 ikke omfatter. Likevel er den beregnede kapasiteten konservativ for alle kapasitetsmålene.

TABELL 9.3: Sammenligning av kapasitet for A2

	Maks kraft			Initiell stivhet/125			Forskyvning lik t_f		
	F	w	ΔF	F	w	ΔF	F	w	ΔF
	[kN]	[mm]	[%]	[kN]	[mm]	[%]	[kN]	[mm]	[%]
NSEN	200	-	-	200	-	-	200	-	-
Simu.	277	11,5	38,2	286	7,6	42,4	286	7,8	42,8
Fors.	296	11,5	47,8	275	8,2	37,3	273	7,7	36,1

Figur 9.4 viser et nærbilde av kurven i Figur 9.3 med den beregnede stivheten fra NS-EN 1993-1-8. Fra verdiene i presentert i Tabell 9.4 er tydelig av både simuleringen og beregnede stivheten underestimerer den initielle stivheten fra forsøket. Avvikene for dette prøvestykket skiller seg ikke nevneverdig fra A1 (se avsnitt 9.1), og som nevnt diskuteres mulige årsaker i Kapittel 10.

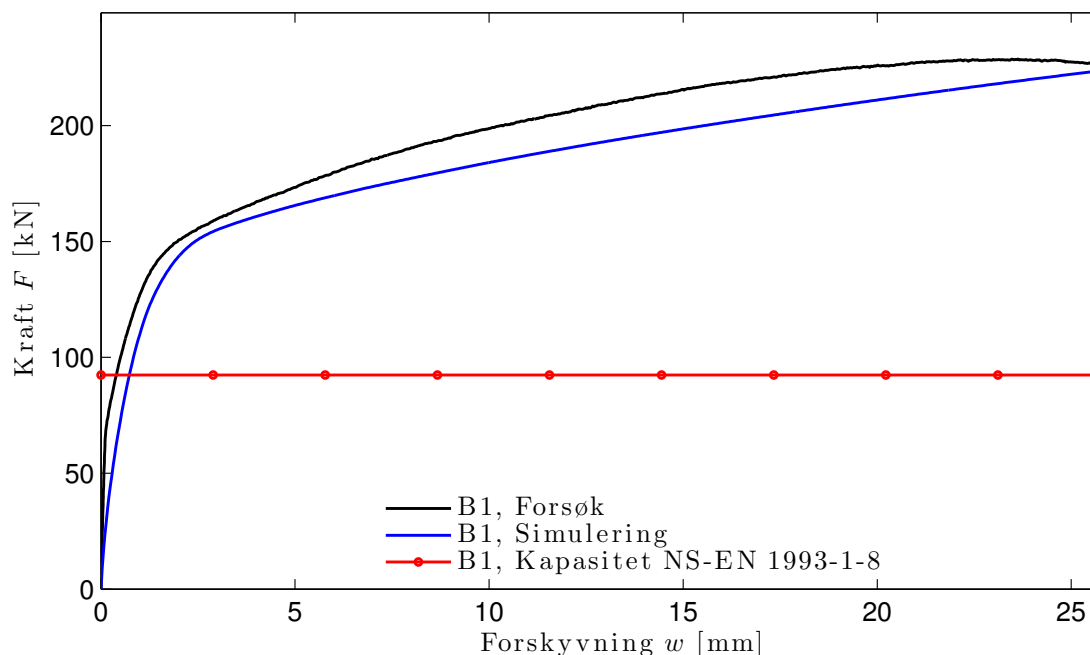


FIGUR 9.4: Prøvestykke A2: Sammenligning av kraft-forskyvningskurve til 2 mm fra forsøk og Abaqus og stivhet fra NS-EN 1993-1-8

TABELL 9.4: Sammenligning av initiell stivhet for A2

	K_{ini} [kN/mm]	ΔK
Eurokode	293	-
Simulering	260	-11,3 %
Forsøk	516	76,2 %

9.3 Prøve B1



FIGUR 9.5: Kraft-forskyvningskurve fra forsøk og simulering samt beregnet kapasitet til prøvestykke B1

Figur 9.5 viser resultater for prøve B1, igjen stemmer simuleringen bra med responskurven fra forsøket (blå mot sort kurve). Kurvene er tilnærmet parallelle i området figuren inkluderer. Stivheten stemmer dermed bra for lastnivåer over ~ 50 kN. Hva som er tilfelle for laster under 50 kN er det sett nærmere på i Figur 9.6 på neste side.

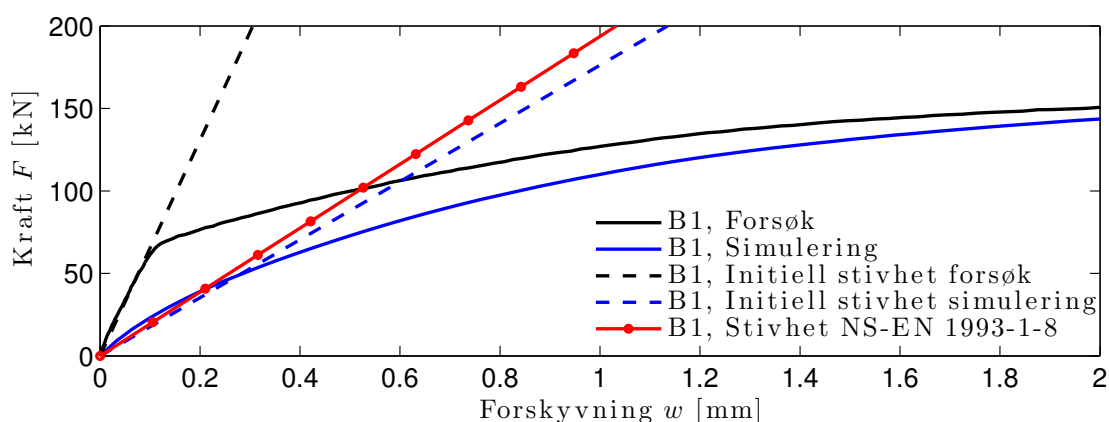
I forsøket ble synlig glippe observert ved en kraft på 75 kN (se Kapittel 6). Kurven i figuren ”knekker” her og som nevnt før skyldes dette trolig avlastning av kontaktkrefter mellom endeplatene er ferdig, og stivheten domineres videre av bøyning av endeplatene og strekk av boltene. Videre kan en også observere en kraftig ”knekk” ved omtrent 150 kN hvor stivheten avtar ytterligere. Basert på observasjoner i simuleringene skyldes trolig denne siste knekken også her at det oppstår massiv flytning gjennom hele platetykkelsen.

Kapasitetsberegning etter NS-EN 1993-1-8 gir konservative resultater sammenlignet med de tre kapasitetsmålene også for dette prøvestykket, se Tabell 9.5.

TABELL 9.5: Sammenligning av kapasitet for B1

	Maks kraft			Initiell stivhet/125			Forskyvning lik t_f		
	F	w	ΔF	F	w	ΔF	F	w	ΔF
	[kN]	[mm]	[%]	[kN]	[mm]	[%]	[kN]	[mm]	[%]
NSEN	92	-	-	92	-	-	92	-	-
Simu.	219	23,6	137,4	176	5,7	90,3	189	8,2	104,5
Fors.	226	23,6	145,1	163	4,4	76,3	178	8,2	92,5

Figur 9.6 viser et nærbilde av kurven i Figur 9.5 med den beregnede stivheten fra NS-EN 1993-1-8. Fra verdiene i presentert i Tabell 9.6 er tydelig av både simuleringen og beregnede stivheten underestimerer den initielle stivheten fra forsøket. Avvikene for dette prøvestykket skiller seg heller ikke nevneverdig fra A1 (se avsnitt 9.1), og som nevnt diskuteres mulige årsaker i Kapittel 10.

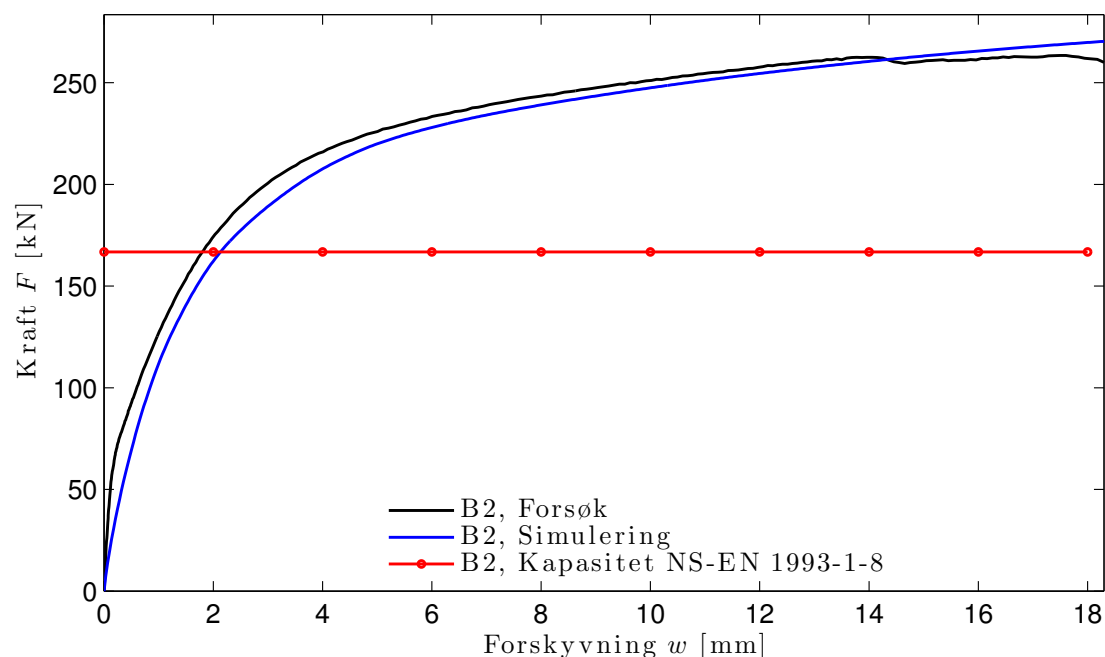


FIGUR 9.6: Prøvestykke B1: Sammenligning av kraft-forskyvningskurve til 2 mm fra forsøk og Abaqus og stivhet fra NS-EN 1993-1-8

TABELL 9.6: Sammenligning av initiell stivhet for B1

	K_{ini} [kN/mm]	ΔK
Eurokode	194	-
Simulering	176	-9,0 %
Forsøk	611	215,6 %

9.4 Prøve B2



FIGUR 9.7: Kraft-forskyvningskurve fra forsøk og simulering samt beregnet kapasitet til prøvestykke B2

Figur 9.7 viser resultater for prøve B2, igjen stemmer simuleringen bra med responskurven fra forsøket (blå mot sort kurve). Kurvene er tilnærmet parallelle i området figuren inkluderer. Stivheten stemmer dermed bra for lastnivåer over ~ 60 kN. Hvor godt simuleringen representerer stivheten for lavere laster er sett nærmere på i Figur 9.8 på neste side.

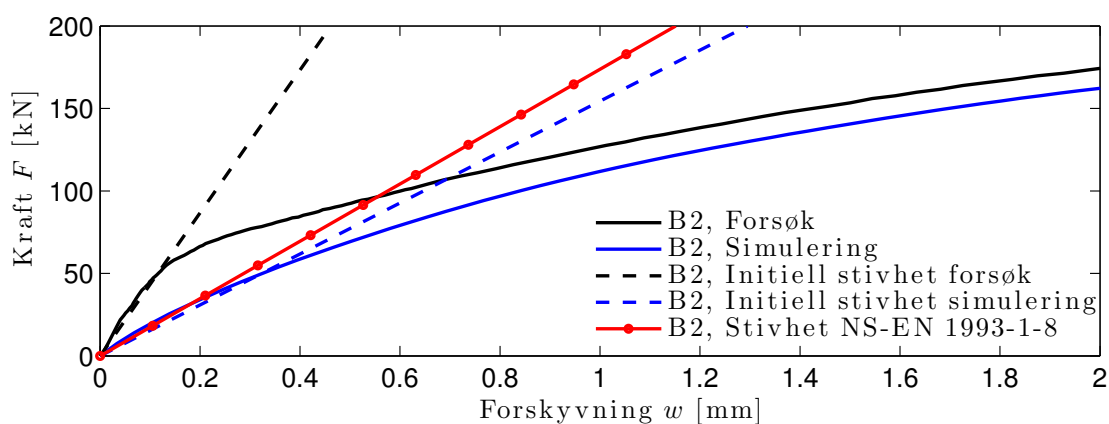
Knekkene som ble observert på responskurven til prøvestykke A1 er ikke like tydelige for dette prøvestykket. Fra Kapittel 6 er det kjent at synlig glippe ble observert ved en kraft på 68 kN, og liten ”knekk” kan observeres omtrent her på responskurven fra forsøket i Figur 9.7. Trolig er kreftene fra tilstrammingen av boltene avlastet og bøyning av endeplatene og strekk i boltene dominerer responsen. Ut fra responskurven ser man her (i motsetning til A1 og B1) en glidende overgang fra flyt på strekk- og trykksiden til massiv flytning oppstår, derfor krummer kurven slakt fra omtrent 170 til 230 kN.

Den beregnede kapasiteten i henhold til NS-EN 1993-1-8 gir konservative resultater sammenlignet med de tre kapasitetsmålene, se Tabell 9.7 for verdier. Dette knutepunktet ble som kjent utført i høyfast stål, Weldox 700, med flytespenning som NS-EN 1993-1-8 ikke omfatter. Likevel er den predikerte verdien konservativ på lik line med prøvestykke A2.

TABELL 9.7: Sammenligning av kapasitet for B2

	Maks kraft			Initiell stivhet/125			Forskyvning lik t_f		
	F	w	ΔF	F	w	ΔF	F	w	ΔF
	[kN]	[mm]	[%]	[kN]	[mm]	[%]	[kN]	[mm]	[%]
NSEN	167	-	-	167	-	-	167	-	-
Simu.	269	17,5	61,2	249	9,2	49,5	244	7,8	46,1
Fors.	264	17,5	58,6	251	10,9	50,4	238	7,8	42,9

Figur 9.8 viser et nærbilde av kurven i Figur 9.7 med den beregnede stivheten fra NSEN 1993-1-8. Fra verdiene i presentert i Tabell 9.6 er tydelig av både simuleringen og beregnede stivheten underestimerer den initielle stivheten fra forsøket. Avvikene for dette prøvestykket skiller seg heller ikke nevneverdig fra A1 (se avsnitt 9.1), og som nevnt diskuteres mulige årsaker i Kapittel 10.



FIGUR 9.8: Prøvestykke B2: Sammenligning av kraft-forskyvningskurve til 2 mm fra forsøk og Abaqus og stivhet fra NS-EN 1993-1-8

TABELL 9.8: Sammenligning av initiell stivhet for B2

	K_{ini} [kN/mm]	ΔK
Eurokode	174	-
Simulering	154	-11,1 %
Forsøk	447	157,4 %

9.5 Oppsummering resultater

Samtlige prosentavvik som er presentert i dette avsnittet er utregnet som nedenfor, og følger samme navngiving:

$$\Delta X_{y/z} = \left(\frac{X_y - X_z}{X_z} \right) \cdot 100 \% \quad \text{eks:} \quad \Delta K_{\text{sim}/\text{NSEN}} = \left(\frac{K_{\text{sim}} - K_{\text{NSEN}}}{K_{\text{NSEN}}} \right) \cdot 100 \% \quad (9.2)$$

9.5.1 Stivhet

TABELL 9.9: Oppsummering stivhetstall for alle prøvegeometrier

Prøve	Forsøk	Simulering	Eurokode
	$K_{\text{fors.}}$ [kN/mm]	$K_{\text{sim.}}$ [kN/mm]	K_{NSEN} [kN/mm]
A1	625	309	316
A2	516	260	293
B1	611	176	194
B2	447	154	174

Tabell 9.9 oppsummerer initiell stivhet fra samtlige forsøk og simuleringer, samt beregnet stivhet fra NS-EN 1993-1-8. Det er tydelig fra verdiene i tabellen at den beregnede stivheten fra eurokoden ligger nær initiell stivhet fra simuleringene. Prosentavvikene er gitt i Tabell 9.10 hvor en ser at den beregnede stivheten i snitt ligger 8,4 % under initiell stivhet fra simuleringene. Denne overensstemmelsen noe uventet siden eurokoden ikke inkluderer de samme effektene som simuleringen. En ser også fra tabellen over at geometriene utført i Weldox 700 har lavere initiell stivhet enn hva tilsvarende geometri med S355 har. Stivheten påvirkes som kjent av geometri og elastisitetsmodul, hvor sistnevnte er lik for S355 og Weldox 700. Forklaringen må derfor ligge i geometrien. Hovedårsaken til avviket er trolig at Weldox-platene var i gjennomsnitt noe tynnere enn hva S355-platene var. Resultatene fra parameterstudiet i Kapittel 4 viste også stivheten påvirkes av kantglippe-størrelsen. En kan fra Vedlegg A se at S355-platene hadde gjennomgående større gliper, det er derfor å forvente at S355 geometriene har litt høyere initiell stivhet. Videre kan en lese fra Tabell 9.10 at gjennomsnittlig avvik mellom stivhet fra forsøkene og simuleringene er 159 %. Dette er et stort avvik og mulige årsaker diskuteres som nevnt i Kapittel 10. Videre kan en også observere fra verdiene i tabellen at A-geometriene er i bedre overensstemmelse med eurokodeformlene enn hva B-geometriene er. Det kan være at A-geometrien ligger nærmere ett idealisert T-stykke enn hva B-geometrien gjør, og at formelene derfor stemmer bedre for A-geometriene.

TABELL 9.10: Oppsummering avvik i initiell stivhet for alle prøvegeometrier

Prøve	Forsøk&NSEN	Sim.&NSEN	Forsøk&Sim.
	$\Delta K_{fors./NSEN}$ [%]	$\Delta K_{sim./NSEN}$ [%]	$\Delta K_{fors./sim.}$ [%]
A1	97,4	-2,2	101,9
A2	76,2	-11,3	98,6
B1	215,6	-9,0	247,0
B2	157,4	-11,1	189,4
Gjennomsnitt:	136,7	-8,4	159,2

9.5.2 Kapasitet

Maks kraft

Tabell 9.11 oppsummerer maks kraft fra forsøk, "maks" last fra simulering og beregnet kapasitet i henhold til NS-EN 1993-1-8. Fra prosentavvikene gitt i Tabell 9.12 ser en at forsøk og simulering er i overensstemmelse med hverandre. Gjennomsnittlig avvik er beregnet separat for A1&B1 (S355) og A2&B2 (Weldox 700). En ser at sikkerhetsfaktoren for geometriene utført i S355 er høyere enn hva som er tilfelle for geometriene utført i Weldox 700. Dersom en ønsker at regelverket skal gi samme utnyttelsesgrad for begge fasthetene kan det vurderes å innføre reduksjonsfaktor for høyfast stål for denne type knutepunkter.

TABELL 9.11: Oppsummering kapasitet etter maks kraft

Prøve	Forsøk	Simulering	Eurokode
	$F_{Rd,fors.}$ [kN]	$F_{Rd,sim.}$ [kN]	$F_{Rd,NSEN}$ [kN]
A1	244	253	109
A2	296	277	200
B1	226	219	92
B2	264	269	167

TABELL 9.12: Oppsummering avvik for kapasitet etter maks kraft

Prøve	Forsøk&NSEN	Sim.&NSEN	Forsøk&Sim.
	$\Delta F_{fors./NSEN}$ [%]	$\Delta F_{sim./NSEN}$ [%]	$\Delta F_{fors./sim.}$ [%]
A1	123,9	132,4	-3,7
A2	47,8	38,2	7,0
B1	145,1	137,4	3,2
B2	58,8	61,2	-1,6
Snitt A1&B1:	134,5	134,9	5,4
Snitt A2&B2:	53,3	49,7	2,4

Redusert stivhet

Tabell 9.13 viser kapasitetene funnet ved en redusert stivhet (125 ganger lavere enn forsøksstivheten). Fra prosentavvikene gitt i Tabell 9.14 kan en observere de samme tendensene ble beskrevet for kapasitet etter maks kraft. Avvikene er naturligvis noe mindre her siden den reduserte stivheten opptrer før maks last. Likevel ser en også her at en reduksjonsfaktor kan innføres for høyfast stål for å oppnå samme utnyttelsesgrad for begge stålfasthetene.

TABELL 9.13: Oppsummering kapasitet etter redusert stivhet

Prøve	Forsøk	Simulering	Eurokode
	$F_{Rd,fors.}$ [kN]	$F_{Rd,sim.}$ [kN]	$F_{Rd,NSEN}$ [kN]
A1	199	210	109
A2	275	286	200
B1	163	176	92
B2	251	249	167

TABELL 9.14: Oppsummering avvik for kapasitet etter redusert stivhet

Prøve	Forsøk&NSEN	Simulering&NSEN
	$\Delta F_{fors./NSEN}$ [%]	$\Delta F_{sim./NSEN}$ [%]
A1	83,2	93,2
A2	37,3	42,4
B1	76,3	90,3
B2	50,4	49,5
Snitt A1&B1:	79,8	91,8
Snitt A2&B2:	43,9	46,0

Forskyvning lik platetykkelse

Tabell 9.15 viser kapasitetene funnet ved forskyvning lik platetykkelse ($w = t_f$). Fra prosentavvikene gitt i Tabell 9.16 kan en observere de samme tendensene som for de to foregående. Dette styrker resultatenes gyldighet og en kan med stor sikkerhet si at kapasitetsbergning etter standarden gir konservative resultat. I tillegg observeres det at beregnet kapasitet er konsekvent mer konservativ for S355 enn for Weldox 700. En reduksjonsfaktor for Weldox 700 er altså nødvendig for å oppnå samme utnyttelsesgrad for begge fasthetene.

TABELL 9.15: Oppsummering kapasitet etter forskyvning lik platetykkelse

Prøve	Forsøk	Simulering	Eurokode
	$F_{Rd, fors.}$ [kN]	$F_{Rd, sim.}$ [kN]	$F_{Rd, NSEN}$ [kN]
A1	210	209	109
A2	273	286	200
B1	178	189	92
B2	238	244	167

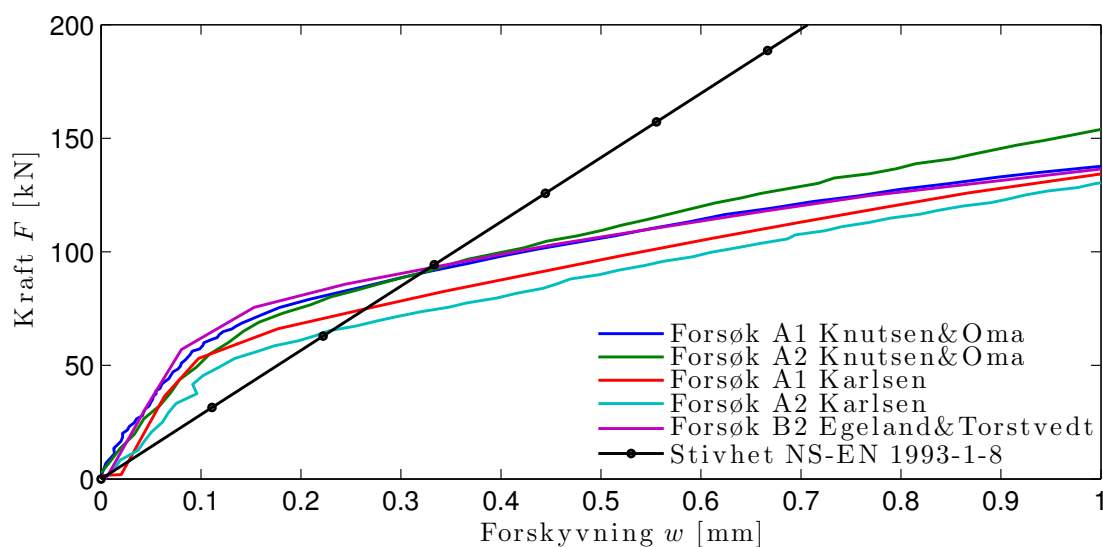
TABELL 9.16: Oppsummering avvik etter forskyvning lik platetykkelse

Prøve	Forsøk&NSEN	Simulering&NSEN
	$\Delta F_{fors./NSEN}$ [%]	$\Delta F_{sim./NSEN}$ [%]
A1	92,9	92,2
A2	36,1	42,8
B1	104,5	92,5
B2	42,9	46,1
Snitt A1&B1:	98,7	92,4
Snitt A2&B2:	39,5	44,5

9.6 Verifisering mot tidligere forsøk

For å underbygge resultatene observert i denne oppgaven, er de sammenlignet mot tidligere studentarbeid. Prøvegeometriene som i denne oppgaven heter A1 og A2 (180×100×8 mm) er tidligere undersøkt av både Egeland&Torstvedt [4] og Karlsen [2].

Figur 9.9 viser en sammenligning av forsøksresultatene for samme geometri. Stivheten fra NS-EN 1993-1-8 i figuren er tatt som snittet av den beregnede stivheten i hver av oppgavene. Grunnen til avvik i beregnet stivhet mellom oppgavene er i hovedsak ulike a -mål og tøyningsslengde, L_b , på boltene. Merk også at A2 for Knutsen&Oma er utført i Weldox 700 og ligger derfor noe høyere enn de øvrige kurvene for forskyvninger over omtrent 0,5 mm. Kurven fra Egeland&Torstvedt inneholdt få punkter for små forskyvninger. ”Knekkene” som observeres i deres kurve er ikke knyttet til fysiske fenomen, men snarere mangel på data.



FIGUR 9.9: Kraft-forskyvningskurve fra tidligere studentarbeid med 180x100x8 mm endeplate

TABELL 9.17: Sammenligning initiell stivhet fra tidligere forsøk med 180x100x8 mm endeplate

Navn/Prøve	Forsøk	Eurokode	Avvik
	$K_{fors.}$ [kN/mm]	K_{NSEN} [kN/mm]	$\Delta K_{fors./NSEN}$ [%]
Knutsen&Oma/A1	625	316	97,4
Knutsen&Oma/A2	516	293	76,2
Karlsen/A1	558	264	111,4
Karlsen/A2	441	264	67,0
Egeland&Torstvedt/B2	734	278	164,0
Gjennomsnitt:	575	283	103,3

Som det fremgår fra Figur 9.9 er den initielle stivheten fra forsøkene gjennomgående høyere enn beregnet verdi fra eurokoden. Tallverdier for initiell stivhet og beregnet stivhet fra NS-EN 1993-1-8 er presentert i Tabell 9.17. Fra tabellen ser man at initiell stivhet fra forsøkene i snitt er omtrent det doble av hva eurokodeformlene predikerer. De andre oppgavene har brukt annet måleutstyr og andre metoder for å prosessere måledataene, altså kan trolig ikke observasjonen av høy initiell stivhet forklares med usikkerhet knyttet til måle- og prosesseringsutstyret. På bakgrunn av dette kan en da anta at effektene observert ved forskyvninger fra 0 til 0,2 mm ikke er tilfeldige, men er reelle effekter som skyldes fysiske årsaker.

Kapittel 10: Diskusjon

Under sammenligningen av resultater i Kapittel 9 ble det observert store avvik mellom den initielle stivheten fra laboratorieforskene og simuleringene. Tilsvarende avvik ble også observert for beregnet stivhetstall fra NS-EN 1993-1-8 mot målt stivhet fra forsøkene. Noe overraskende ble det også observert at initiell stivhet fra simuleringene og beregnet stivhet fra eurokoden konsekvent var omtrent i overensstemmelse. Dette kapitlet diskuterer mulige forklaringer og årsaker til disse observasjonene.

Når det gjelder avviket mellom initiell stivhet forsøk og simulering, er det valgt å diskutere nærmere følgende mulige årsaker:

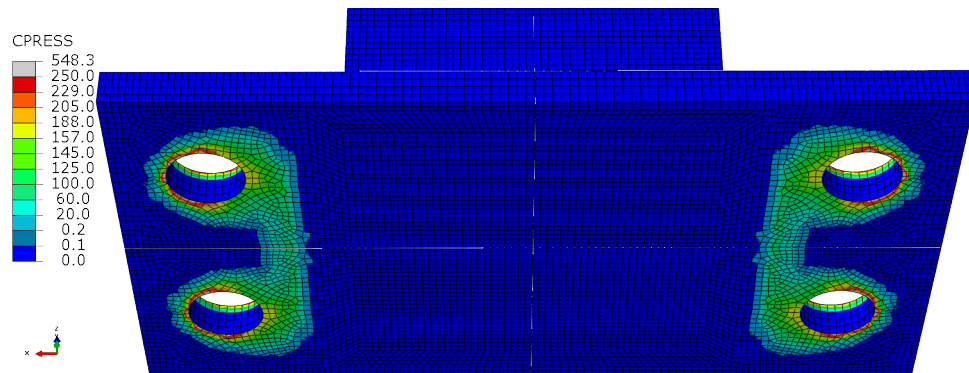
1. Manglende kontaktkrefter mellom endeplatene i simuleringen.
2. Begrensninger med valgt element i simuleringen, spesielt med tanke på skjær/bøyning.
3. Forenklinger innført i simuleringen.

10.1 Kontaktkrefter mellom endeplatene

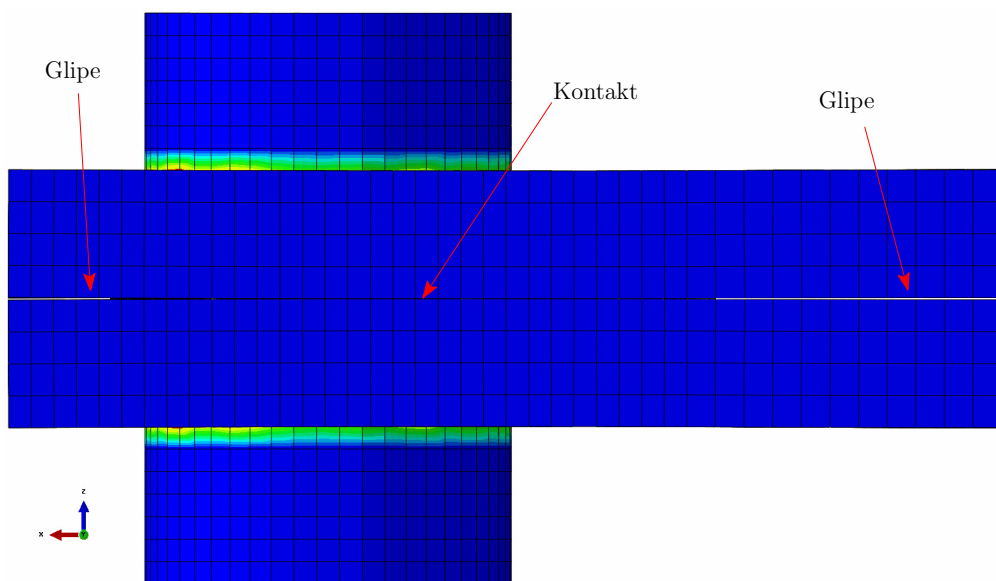
Under laboratorieforsøkene ble en bladføler brukt for å måle glipestørrelsen mellom endeplatene etter tilstramming av boltene. Det tynneste bladet på 0,05 mm var ikke mulig å få mellom endeplatene. Det er derfor rimelig å anta at store deler av endeplatene var i kontakt med hverandre. Dette skulle da også ha vært tilfellet i simuleringene.

Figur 10.1 viser fordelingen av kontakttrykk etter tilstramming av boltene for Prøve A1 i simuleringen. Figurene viser tydelig at det kun er kontakttrykk mellom endeplatene ved boltene. For at endeplatene skal forskyve seg, må først dette kontakttrykket avlastes. Både plassering og størrelse påvirker nødvendig kraft for å separere endeplatene. Hvis kontakttrykket holdes konstant, vil stivheten øke jo lengre angrepspunktet for kontakttrykket flyttes mot senter av hulprofilet. Som sett i Figur 10.1 ligger kontaktplaten kun ved boltene. Dette kan forklare hvorfor den initielle stivheten blir lavere i simuleringene enn i forsøkene.

I tillegg kan en observere fra 10.1(a) at noen få elementer i periferien på toppen og bunnen av boltehullet opptar store konsentrerte spenninger. Dette kan medføre ufysiske oppførsler som skjevstilling av elementer og rask avlastning av spenninger for disse enkeltelementene. Dette kan også ha bidratt til en lavere stivhet.



(a) Prøve A1 - Kontakttrykk mellom endeplatene



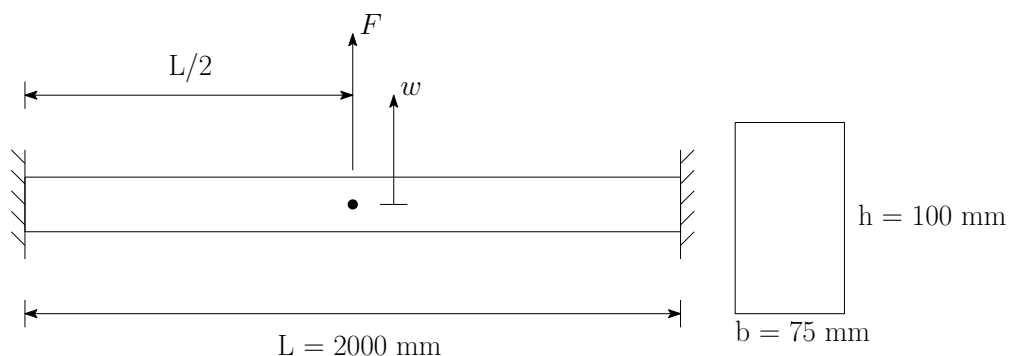
(b) Prøve A1 - Kontakttrykk sett fra siden

FIGUR 10.1: Prøve A1 - Kontakttrykk etter tilstramming av bolter

10.2 Begrensninger med valgt element

Som nevnt i Avsnitt 3.1.2 ble det valgt å bruke elementet C3D8R i simuleringene. Dette elementet har ingen rotasjonsfrihetsgrader, og kun ett integrasjonspunkt. For å beregne bøyning nøyaktig må det derfor være flere elementer over tykkelsen. Varierende antall element over tykkelsen ble sjekket for et problem hvor den analytiske løsningen er kjent.

Geometrien til testbjelken er vist i Figur 10.2. Et forhold på 20 mellom høyden og lengden (h/L) tilsier at formlene for nedbøyning er gyldige. Formlene er hentet fra *Stålkonstruksjoner, Profiler og Formler* [25]. Resultatene fra analysene ble sammenlignet med håndberegningen. Elastiske materialparametrene er som før, med elastisitetsmodul lik 210 000 MPa og Poisson tall lik 0,3.



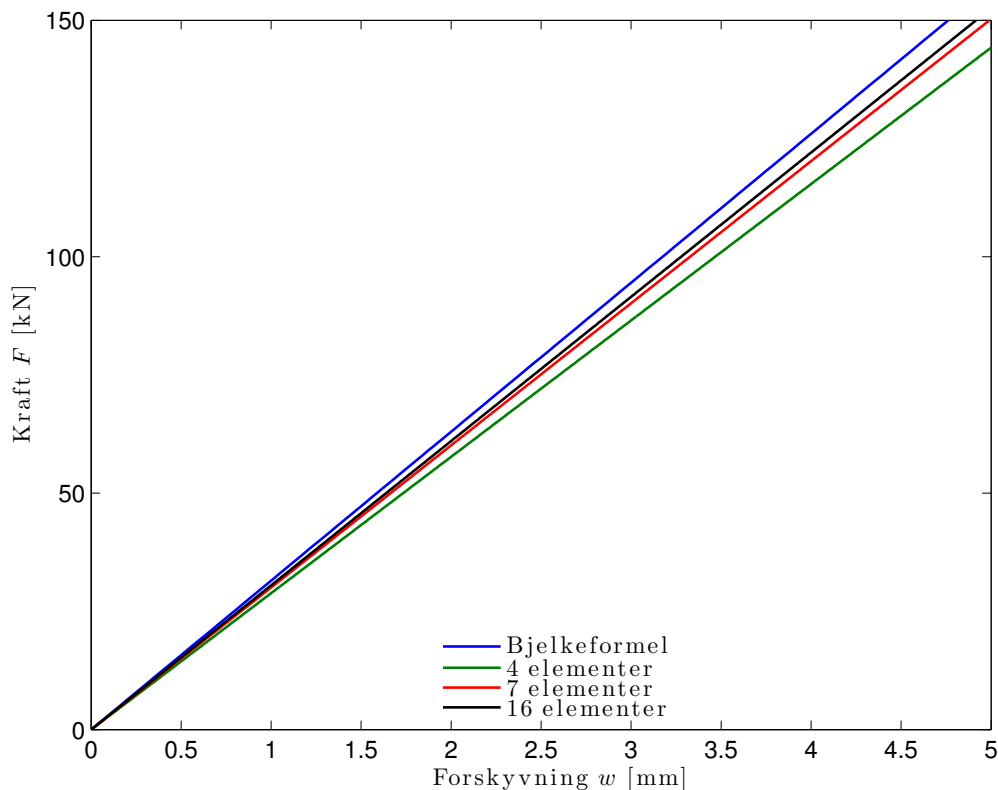
FIGUR 10.2: Geometri - Test bjelke

Maks nedbøyning i senter av bjelken er gitt ved,

$$w_{maks} = \frac{FL^3}{192EI} \quad (10.1)$$

som betyr at stivheten kan beregnes til å være

$$K_{ini} = \frac{F}{w_{maks}} = \frac{192EI}{L^3} = \underline{\underline{31,5 \text{ kN/mm}}} \quad (10.2)$$



FIGUR 10.3: Kraft-forskyvningskurver for test bjelke

TABELL 10.1: Initiell stivhet ved varierende antall elementer over tykkelsen

Element over tykkelse	K_{ini} [kN/mm]	ΔK [%]
4	28,8	-8
7	30,1	-5
16	30,5	-3
Håndberegning	31,5	-

Figur 10.3 og Tabell 10.1 viser resultatene fra analysene og håndberegningen. Avvikene er regnet på samme måte som før, her med analytisk løsning som referanse. Det er tydelig at alle analysene gir lavere stivhet enn analytisk løsning. Som observert blir avviket mindre ved å øke antall elementer over tykkelsen. Likevel er det her snakk om forskjeller på noen få prosent. Avviket i initiell stivhet mellom simuleringene og laboratorieforskene skyldes dermed ikke primært skjær/bøyningsmykhet av de brukte elementene.

10.3 Forenklinger innført i simulering

Sveiseprosessen lar seg vanskelig modellere eksakt, og dette medfører sannsynligvis at spenningstilstanden i endeplaten etter sammenklemning ikke er korrekt representert. Som vist i parameterstudiet (Avsnitt 4.1) påvirkes responsen av den initielle spenningstilstanden i endeplaten. Deler av avvikene observert mellom simuleringene og laboratorieforsøkene skyldes muligens forskjeller i modellert og faktisk spenningstilstand.

En annen forenkling som ble gjort var at kun kant-glipe ble målt og inkludert i simulering. Eventuelle øvrige kurvaturer i bredde- og lengderetning på endeplaten ble ikke målt, og dermed ikke inkludert i simuleringen. I tillegg er det svært u hensiktsmessig å eksakt gjenskape geometriene fra forsøket i simuleringene. Prøvestykkene ble modellert i Abaqus med symmetri om alle akser og perfekt geometri hvor ingen lokale eller globale skjevheter forekommer (foruten om de man eventuelt velger å tvinge frem selv). På bakgrunn av dette er det naturlig at simuleringene vil avvike noe fra responsen målt i laboratorieforsøkene. Hvor stor del av avviket som skyldes dette er vanskelig å fastslå.

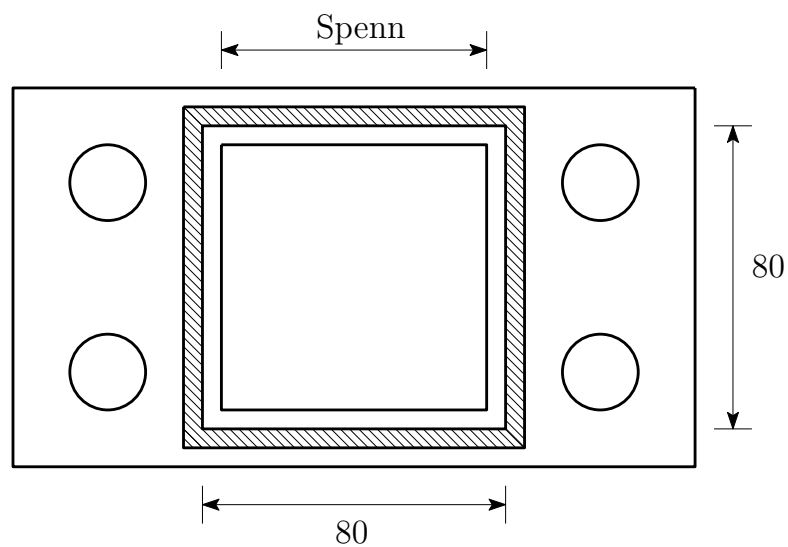
Som forklart i Avsnitt 3.1 ble avrundede hjørner på hulprofil og sveis forenklet modellert rettvinklet. Egeland&Torstvedt [4] undersøkte betydningen av dette modelleringsvalget i sin masteroppgave. Resultatene fra deres oppgave er vist i Tabell 10.2.

TABELL 10.2: Initiell stivhet, hulprofilform, Tabell 7.9.4 fra Egeland&Torstvedt

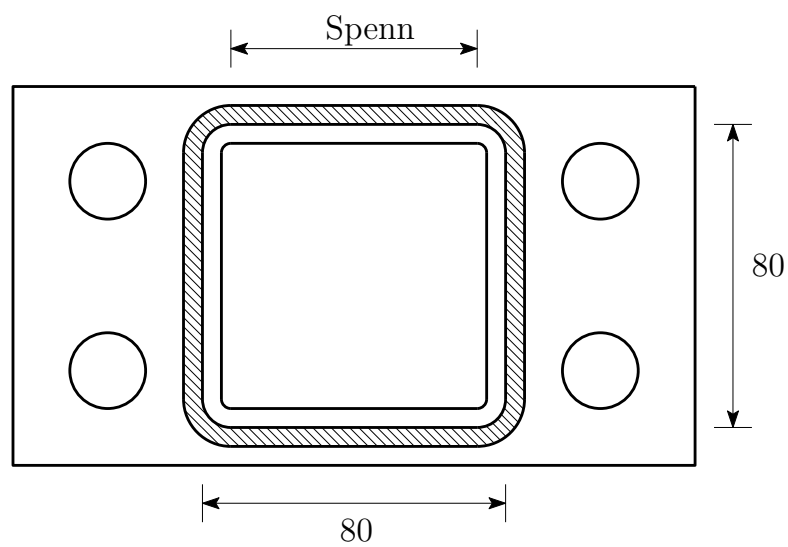
Dimensjon endeplate [mm]	Initiell stivhet [kN/mm]		Avvik [%]
	Avrundet	Rettvinklet	
180×100×10,2	198,07	184,92	7,11
180×180×8,1	168,55 ¹	148,00 ¹	13,89

Egeland&Torstvedt rapporterte en økning på opp mot 14 % i initiell stivhet. En mulig årsak til økt stivhet kan være at avrundede hjørner på hulprofilet korter ned på spennet i endeplaten, se Figur 10.4. Dette låser trolig platedeformasjonene noe, som gir en høyere initiell stivhet. Det er også her kun snakk om noen prosent, så dette alene kan ikke være årsaken til de observerte avvikene i Kapittel 9.

¹Egeland&Torstvedt rapporterte om økt stivhet for avrundede hulprofiler. Derfor har verdiene blitt byttet i Tabell 10.2 sammenlignet med [4, Tabell 7.9.4]



(a) Rettvinklet



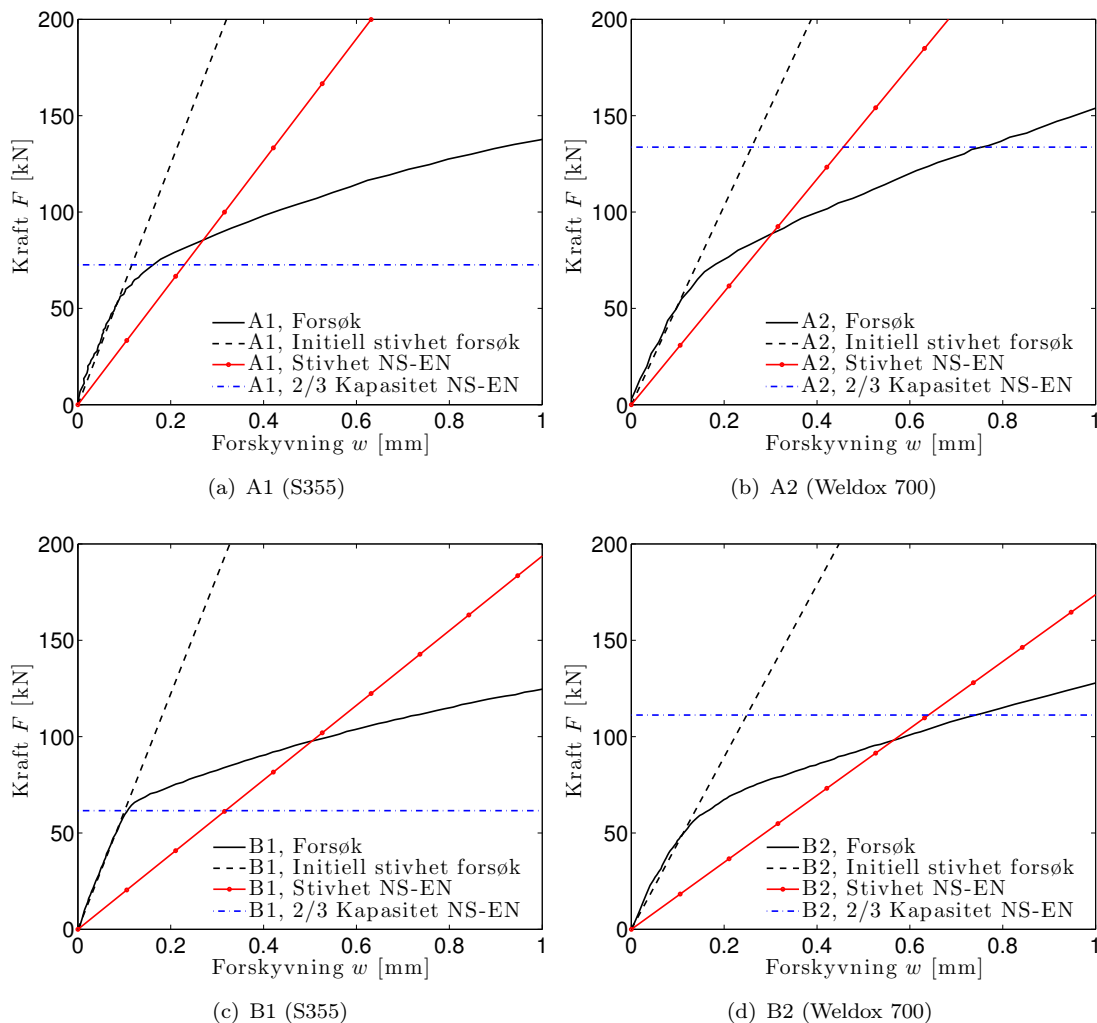
(b) Avrundet

FIGUR 10.4: Platespenn for rettvinklet versus avrundet

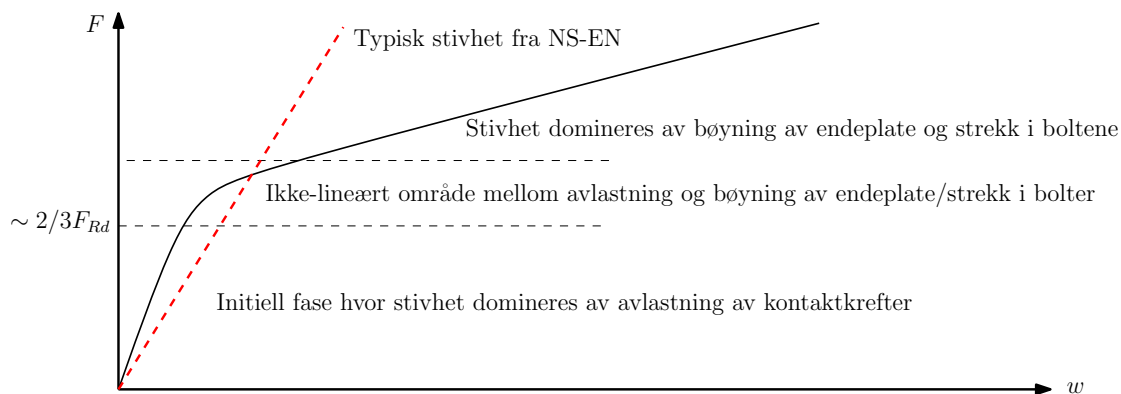
10.4 Initiell stivhet fra eurokode og forsøk

Fra Kapittel 9 er det kjent at den beregnede stivheten fra eurokoden underestimerer den initielle stivheten målt i forsøket med en betydelig margin. Stivhetskoeffisientene fra NS-EN 1993-1-8 baserer seg på elastisk bøyning av ett idealisert T-stykke som forklart i Kapittel 2. Eurokoden tar altså ikke hensyn til effekter fra tilstramming av bolter og plateskjevheter forårsaket sveisedeformasjoner. Basert på observasjoner gjort i denne oppgaven medfører disse effektene en høy initiell stivhet i det elastiske området. Formlene fra eurokoden baserer seg på et elastisk område opp til $2/3$ av den beregnede kapasiteten, altså er elastisk kapasitet, F_{el} valgt til $2/3F_{Rd}$. I Figur 10.5 er elastisk kapasitet vist sammen med responskurve fra forsøk og beregnet stivhet. Fra figuren kan en se responskurvene er lineære omtrent opp til elastisk kapasitet for S355-geometriene (A1 og B1). For geometriene utført i Weldox 700 (A2 og B2), er ikke responskurvene lineære opp elastisk kapasitet. Ved å innføre en reduksjonsfaktor for høyfast stål kunne en også for disse knutepunktene truffet elastisk område bedre. Denne reduksjonsfaktoren kunne være enten en reduksjon av elastisk kapasitet i forhold til beregnet kapasitet, ellers kunne en også vurdere å redusere den beregnede kapasiteten som også er nevnt i Kapittel 9.

Dersom en videre ser nærmere på prøvegeometriene med S355, A1 og B1 (Figur 10.5(a) og Figur 10.5(c)). Er det tydelig fra figurene at eurokoden underestimerer stivheten i det som her kalles elastisk område ($2/3F_{Rd}$). Tidligere studentarbeider [2–4] har foreslått nye modeller og korreksjonsfaktorer for å *redusere* beregnet stivhet fra eurokoden. Dette er fordi disse studentarbeidene har sett på den initielle stivheten fra forsøkene for høyere lastnivåer. Karlsen antar for eksempel for sine A1 og A2 (se Figur 9.9) at *”den initielle elastiske stivheten fra laboratoriet kan beskrives med en lineær kurve fra 0 kN til omtrent 125 kN”* [2, s. 84]. Dersom en følger Karlsens sin antagelse er det tydelig at eurokoden overestimerer stivheten fra forsøket. Hvorvidt eurokoden overestimerer eller underestimerer stivheten fra forsøkene vil altså være avhengig av hvilke lastnivå en velger å definere som elastisk. Basert på observasjoner gjort i denne oppgaven og i tidligere studentarbeid, kan det virke som stivheten eurokoden foreslår ligger en plass i den ikke-lineære overgangen mellom avlastning og bøyning, se Figur 10.6. En kan med andre ord aldri forvente å treffe riktig initiell stivhet med bruk av eurokodeformlene.



FIGUR 10.5: Initiell stivhet og elastisk område for alle prøvegeometrier



FIGUR 10.6: Illustrasjon typisk responskurve fra forsøk i ved forskyvninger til omtrent 1 mm

10.5 Initiell stivhet fra eurokode og simulering

Det ble observert i Kapittel 9 en konsekvent sammenheng mellom initiell stivhet fra simulering og beregnet stivhet. Simuleringen inkluderer effekter som tilstramming og plateskjevheter som følge av sveisedeformasjoner, mens eurokoden som kjent ikke inkluderer disse effektene. Hvorfor simuleringen og eurokoden er i så god overensstemmelse på initiell stivhet er derfor vanskelig å forklare fysisk. Ser en på tidligere studentarbeiders [2–4] initielle stivheter fra simuleringene deres, har de underestimert beregnet stivhet fra eurokoden med en betydelig margin. Det kan derfor se ut som om effektene inkludert i simuleringene i denne oppgaven har økt initiell med en størrelsesorden som tilfeldigvis passer med den eurokoden predikerer.

Kapittel 11: Konklusjon

I denne oppgavene er det fokusert på den initielle stivheten til strekkbelastede hulprofilskjøter med endeplater utført i både S355 og Wieldox 700. Det er lagt stor vekt på hvordan boltetilstramming og sveisedeformasjoner av endeplaten påvirker stivheten. I de numeriske beregningene i Abaqus er det tilstrebet å inkludere effekten av krum endeplate og forspente bolter for å representere forsøkene best mulig.

Simuleringene treffer bra på kraft-forskyvningskurven etter observert separasjon av endeplatene. Ved å inkludere effektene av krum endeplate og forspenning av boltene blir stivheten omtrent doblet i simuleringene. Likevel blir stivheten fra forsøkene betydelig underestimert. Det har vist seg at både antall element over tykkelsen og forenklinger i modelleringen bidrar til små deler av underestimeringen. Mest sannsynlig er det representasjonen av kontaktkrefter og/eller initielle skjevheter i prøvestykkene som er årsaken til en større del av avviket.

Den beregnede stivheten etter NS-EN 1993-1-8 var omtrent halvparten av forsøksstivheten. Avviket var noe mindre for de minste endeplatene ($180 \times 100 \times 8$ mm) enn for de største ($220 \times 200 \times 8$ mm). Basert på observasjoner gjort i denne oppgaven påvirkes stivheten av mange faktorer. Selv ved å inkludere flere effekter i simuleringen blir stivheten fortsatt betydelig underestimert. Dermed er det ikke uventet at standardens generelle formler heller ikke treffer den initielle stivheten.

Kapasitetsberegningene gir konservative resultater sammenlignet med laboratorieforsøkene. Sikkerhetsfaktoren er høyere for prøvestykkene med endeplate utført i S355 enn de i Wieldox 700. For å få lik utnyttelsesgrad kan en reduksjonsfaktor innføres for høyfast stål.

Forslag til videreføring av oppgaven

I videre arbeid kan flere geometrier undersøkes. I de foregående studentarbeidene har alle tatt for seg geometrier med $80 \times 80 \times 4$ mm hulprofiler med påsveist endeplate. Platetykkelser på 8 og 10 mm har blitt undersøkt i laboratoriet, og det hadde vært interessant å se hvordan NS-EN 1993-1-8 stemmer overrens med andre geometrier og platetykkelser.

Alle knutepunkt som har påsveist en endeplate vil få sveisedeformasjoner av varierende grad. Det kan derfor være interessant å studere hvordan knutepunkt med perfekt geometri vil oppføre seg i forhold til initielt deformerte geometrier, sammenlignet med NS-EN 1993-1-8. Endeplaten kan da bli påsveist, før den blir slipt ned til den er helt plan.

I denne oppgaven har det blitt lagt stor vekt på å få de numeriske beregningene til å gjenspeile resultatene fra laboratorieforskene. Flere effekter har blitt modellert enn tidligere, men simuleringene underestimerer fremdeles den initiale stivheten betydelig. Det er fremdeles forbedringspotensiale når det kommer til å inkludere skjevhet og den initiale spenningstilstanden etter sveiseprosessen.

Referanser

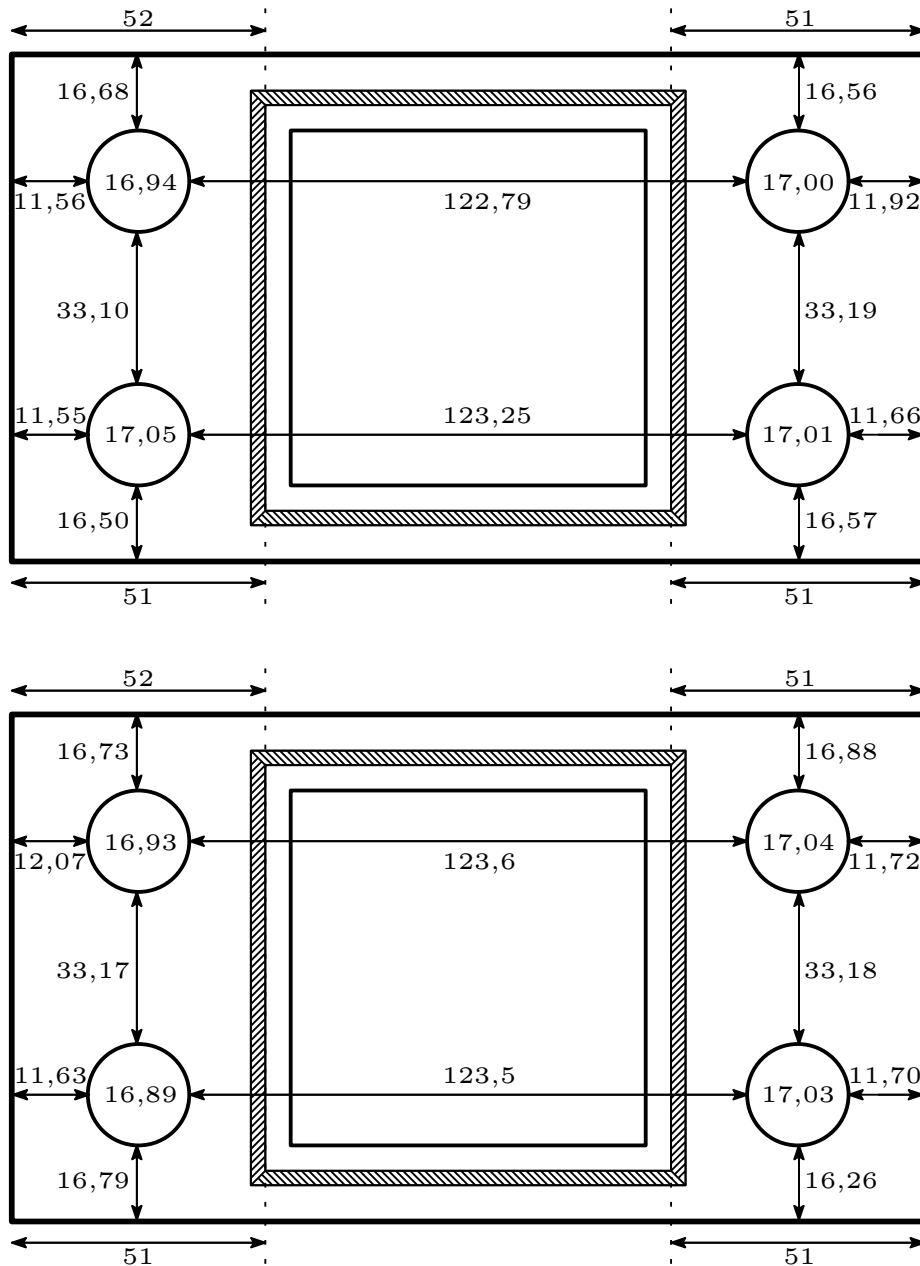
- [1] CEN. Eurokode 3: Prosjektering av stålkonstruksjoner, Del 1-8: Knutepunkter og forbindelser. *Standard Norge*, 2005.
- [2] Fredrik Torp Karlsen. Knutepunkter for staver med hulprofilverrsnitt, Masteroppgave NTNU, Institutt for konstruksjonsteknikk, 2011.
- [3] Hilde Ersland. Endeplateskjøt for hulprofiler, Masteroppgave NTNU, Institutt for konstruksjonsteknikk, 2011.
- [4] Bjørg Edvardsen Egeland and Inger-Marie Torstvedt. Stivhet til endeplateforbindelser i hulprofil, Masteroppgave NTNU, Institutt for konstruksjonsteknikk, 2013.
- [5] Kristian Lauknes. Beregninger av endeplateforbindelser i høyfast stål, Masteroppgave NTNU, Institutt for konstruksjonsteknikk, 2013.
- [6] Per Kr Larsen. *Dimensjonering av stålkonstruksjoner*. Tapir, 2010.
- [7] Knud Winstrup Johansen, KW Johansen, et al. *Yield-line theory*. Cement and Concrete Association London, 1962.
- [8] Klaus Weynard, Jean-Pierre Jaspart, and Martin Steenhuis. *The Stiffness Model of revised Annex J of Eurocode 3*. Proceeding of the Third International Workshop on Connections in Steel Structures, 1995.
- [9] Russell Charles Hibbeler. *Statics and mechanics of materials*. Prentice Hall New Jersey, 1993.
- [10] Fridtjov Irgens. Fasthetslære, 6 utgave. *Trondheim, Tapir Forlag*, 1999.
- [11] CEN. Eurokode 3: Prosjektering av stålkonstruksjoner, Del 1-12: Konstruksjoner med høyfast stål. *Standard Norge*, 2007.
- [12] Joël Raoul and Hans-Peter Günther. *Use and application of high-performance steels for steel structures*, volume 8. Iabse, 2005.
- [13] Ana M Girão Coelho, Frans SK Bijlaard, and Henk Kolstein. Experimental behaviour of high-strength steel web shear panels. *Engineering Structures*, 31(7):1543–1555, 2009.
- [14] J Billingham, JV Sharp, J Spurrier, and PJ Kilgallon. Review of the performance of high strength steels used offshore. *Health Saf. Exec*, 111, 2003.

- [15] CEN. Eurokode 3: Prosjektering av stålkonstruksjoner, Del 1-1: Allmenne regler og regler for bygninger. *Standard Norge*, 2005.
- [16] Bernt Johansson and Peter Collin. Eurocode for High Strength Steel and Applications in Construction. *Luleå University of Technology*, 2005.
- [17] K. T. Corbett, R. R. Bowen, and C. W. Petersen. High Strength Steel Pipeline Economics. *ExxonMobil Upstream Research Company*, 2003.
- [18] GOM Optical Measuring Techniques. ARAMIS v6.1 User Manual. *GOM mbH*, 2009.
- [19] Hibbitt, Karlsson, and Sorensen. *ABAQUS/Standard user's manual*, volume 1. Hibbitt, Karlsson & Sorensen, 2001.
- [20] Robert D Cook et al. *Concepts and applications of finite element analysis*. John Wiley & Sons, 2007.
- [21] Engineering Toolbox. Friction Coefficients (23.02.14). URL http://www.engineeringtoolbox.com/friction-coefficients-d_778.html.
- [22] Engineers Handbook. Friction Coefficients (23.02.14). URL <http://www.engineershandbook.com/Tables/frictioncoefficients.htm>.
- [23] CEN. Eurokode 1090: Utførelse av stålkonstruksjoner og aluminiumkonstruksjoner, Del 2: Tekniske krav til stålkonstruksjoner. *Standard Norge*, 2008.
- [24] CEN. Eurokode 14399: Høyfaste skrueforbindelser for forspenning til konstruksjonsformål, Del 1: Generelle krav. *Standard Norge*, 2005.
- [25] Arne Aalberg, Arild H. Clausen, and Per K. Larsen. Stålkonstruksjoner, Profiler og Formler, 3. utgave, 2013.
- [26] CEN. ISO 898: Mekaniske egenskaper for festelementer av karbonstål og stållegeringer, Del 1: Skruer og pinner med spesifiserte fasthetsklasser. *Standard Norge*, 2013.

Vedlegg A: Måledata prøvestykker

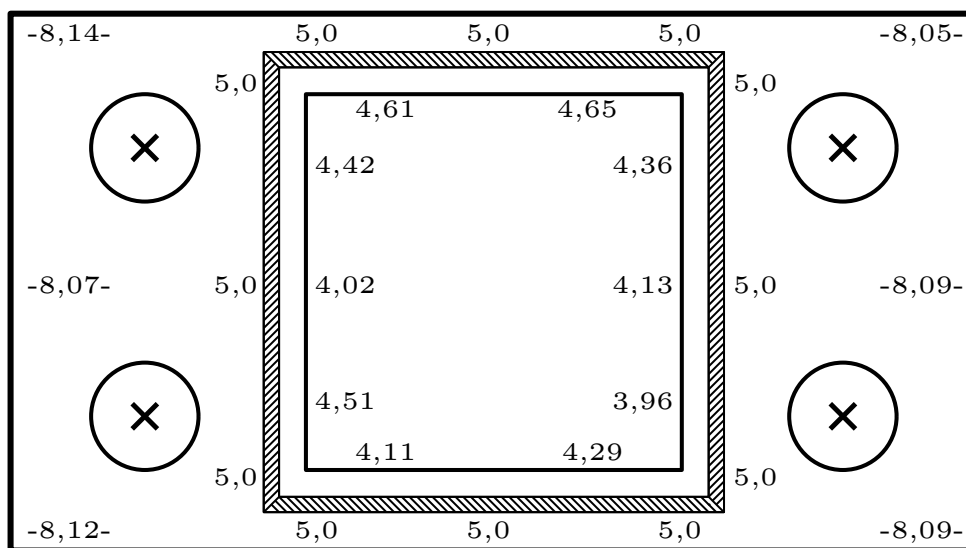
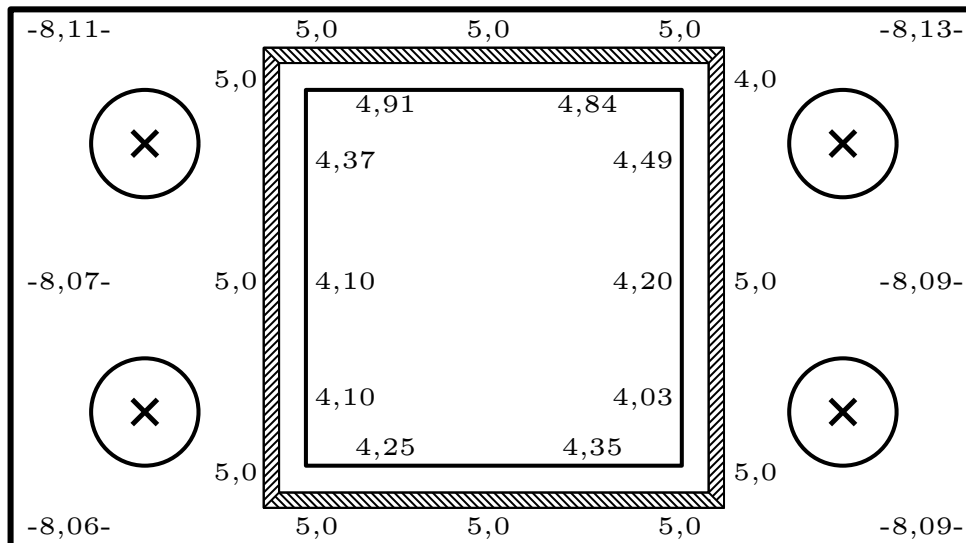
A.1 Prøve A1: S355 180×100×8 mm

A.1.1 Avstander før forsøk



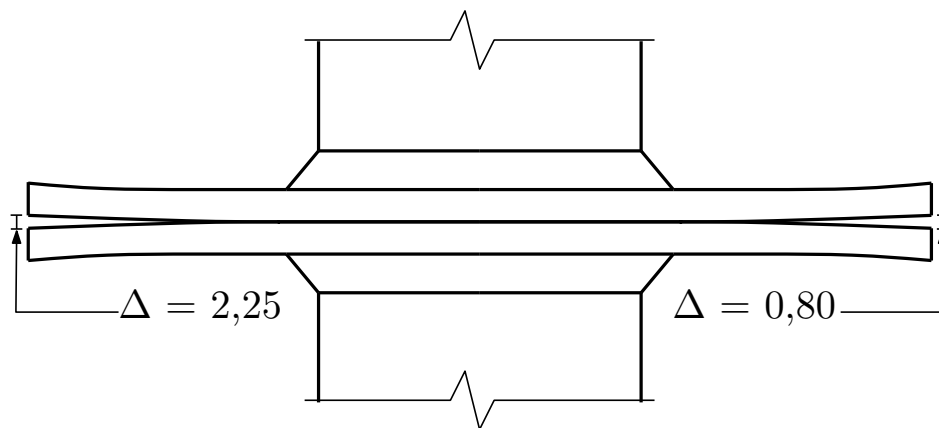
Måledata avstander plate, mål i mm

A.1.2 Tykkelser før forsøk



Måledata tykkelse av plate og HUP samt a-mål sveis, mål i mm

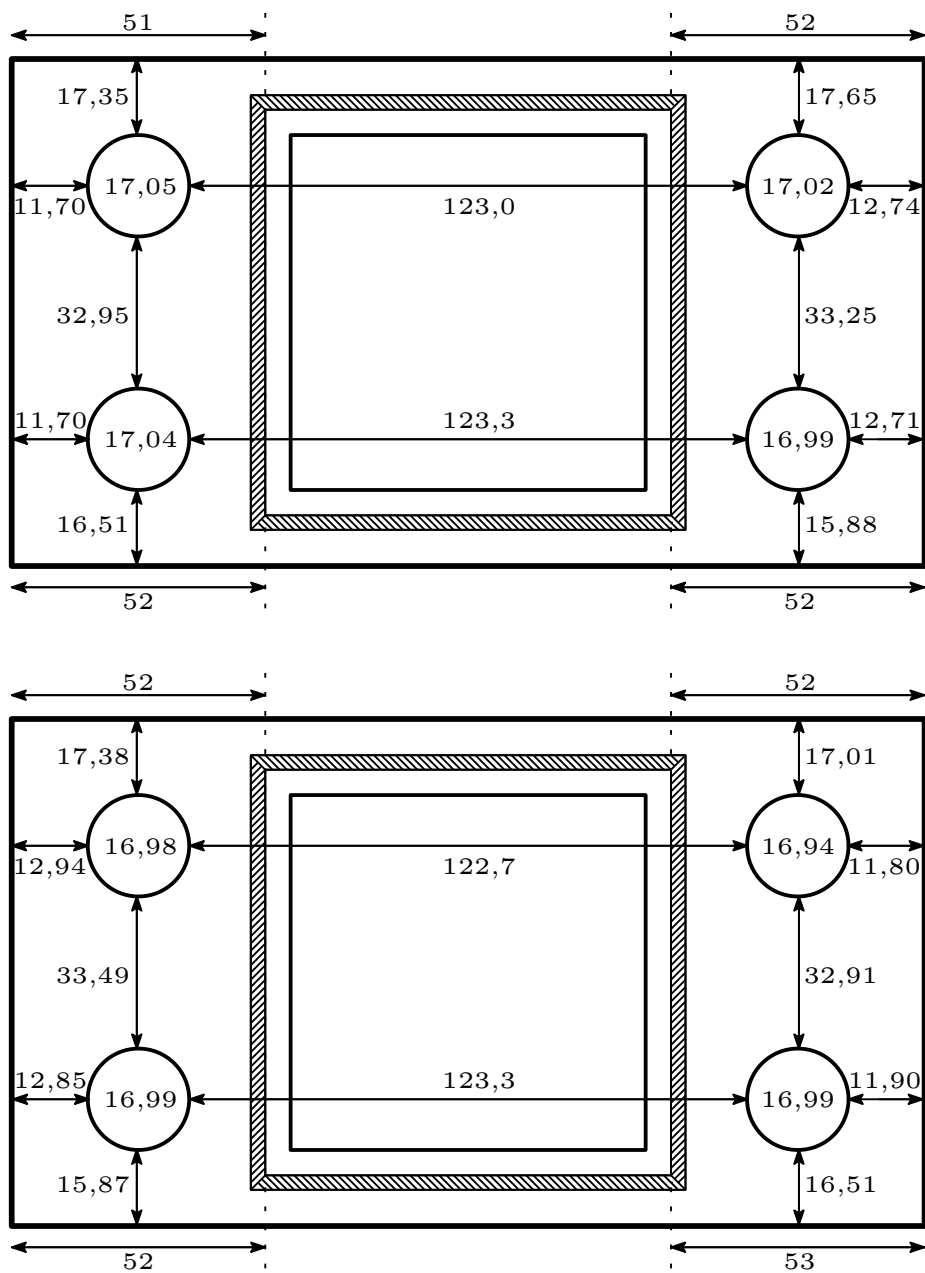
A.1.3 Krumning og kant-glipe før forsøk



Måledata kant-glipe, mål i mm

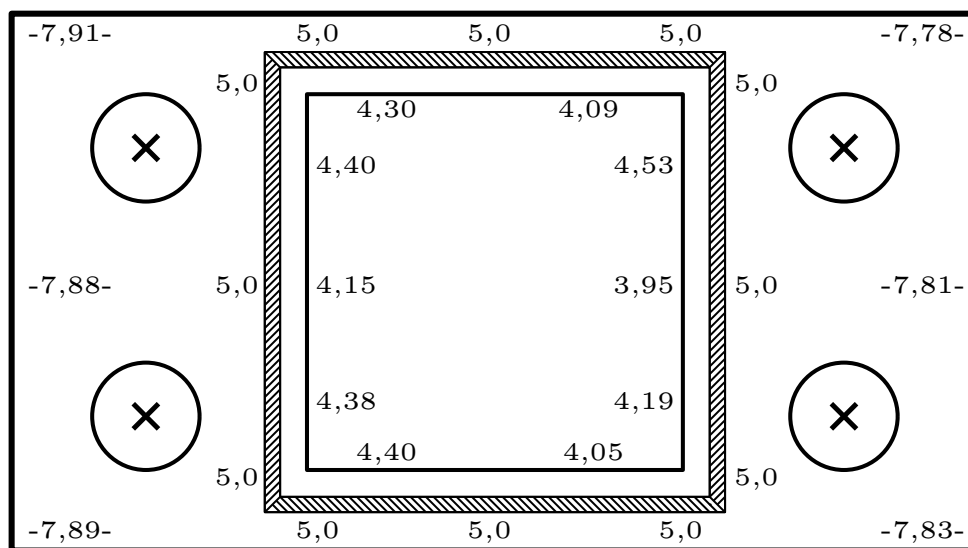
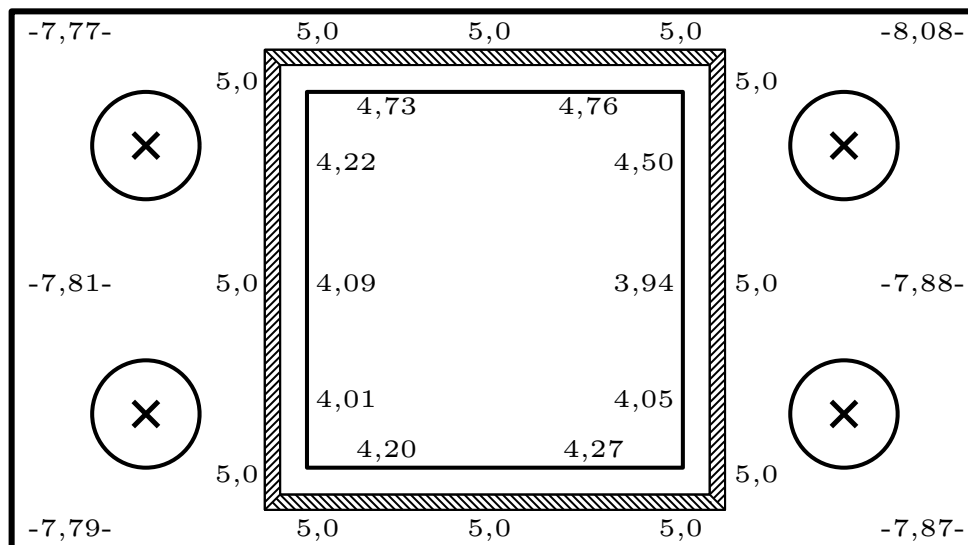
A.2 Prøve A2: Weldox 700 180×100×8 mm

A.2.1 Avstander før forsøk



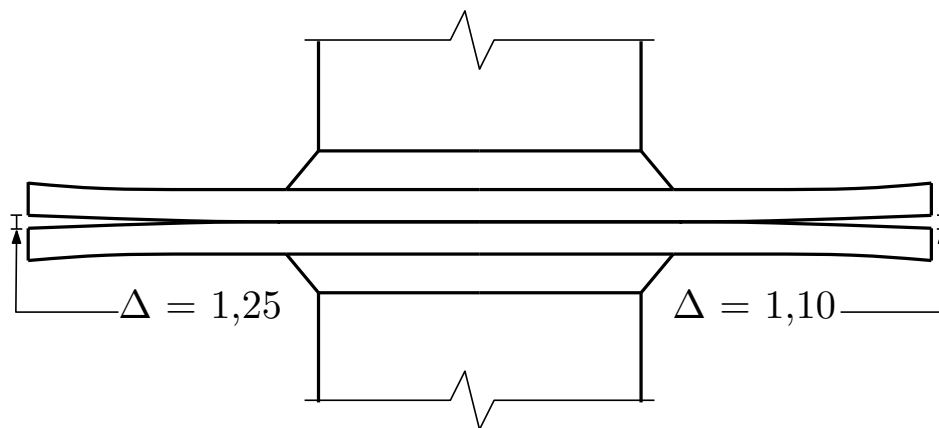
Måledata avstander plate, mål i mm

A.2.2 Tykkelser før forsøk



Måledata tykkelse av plate og HUP samt a-mål sveis, mål i mm

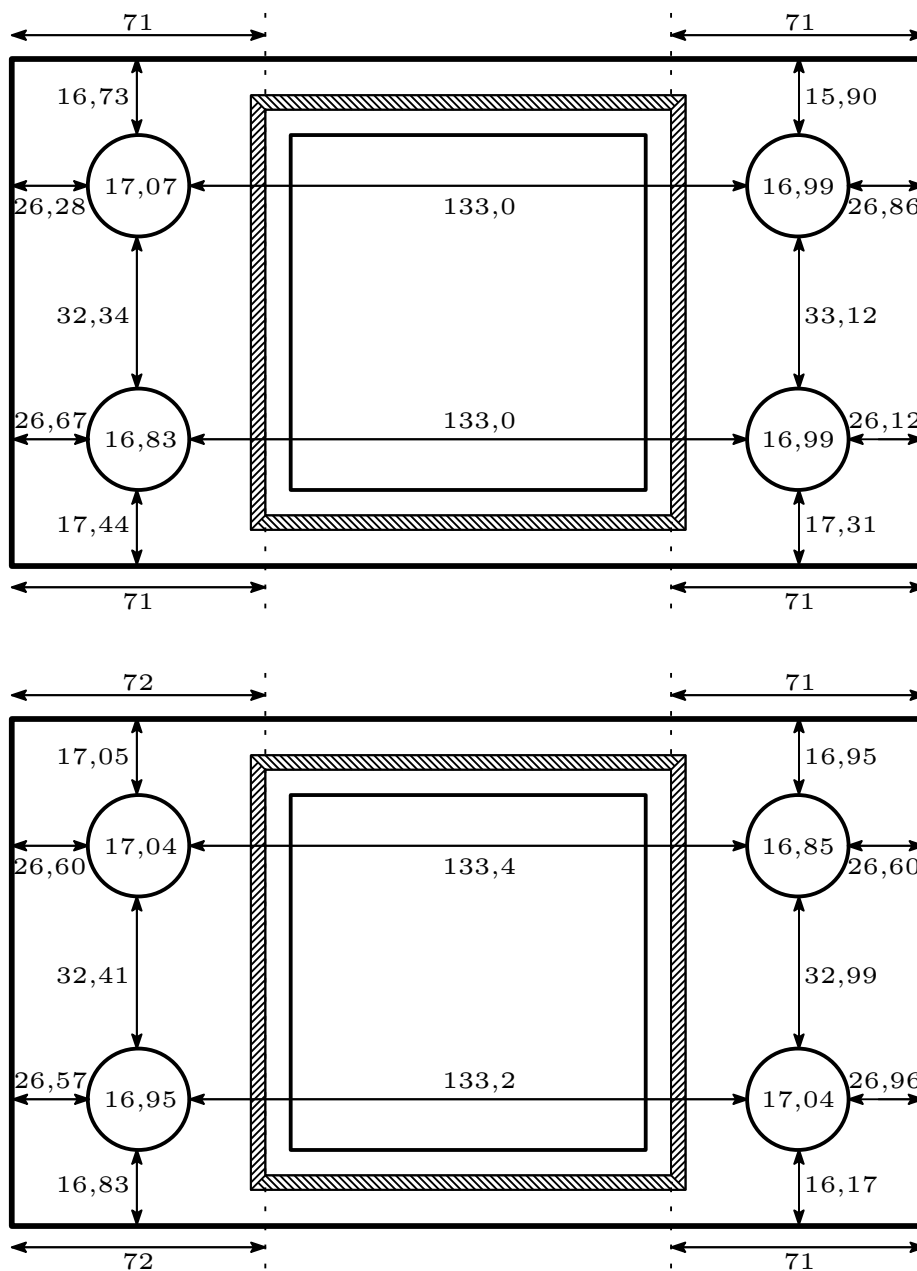
A.2.3 Krumning og kant-glipe før forsøk



Måledata kant-glipe, mål i mm

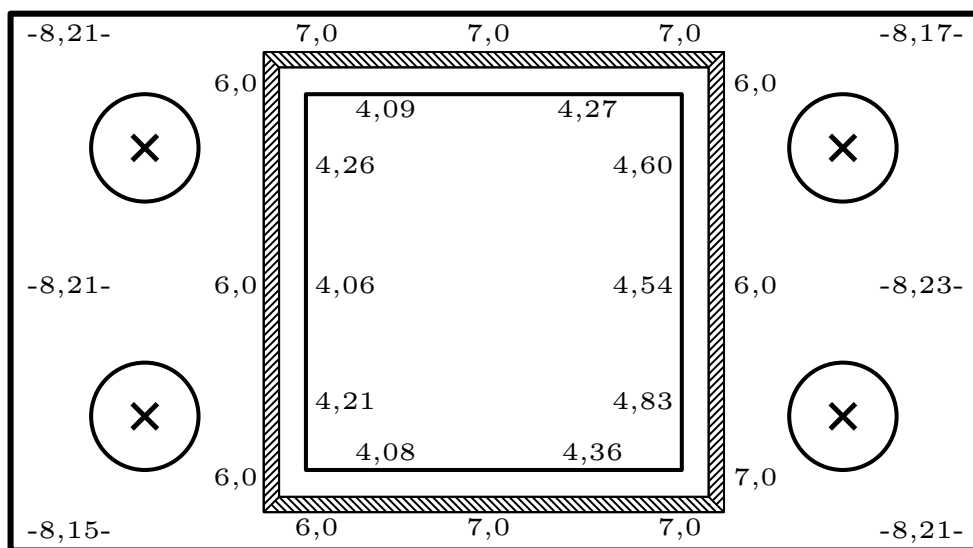
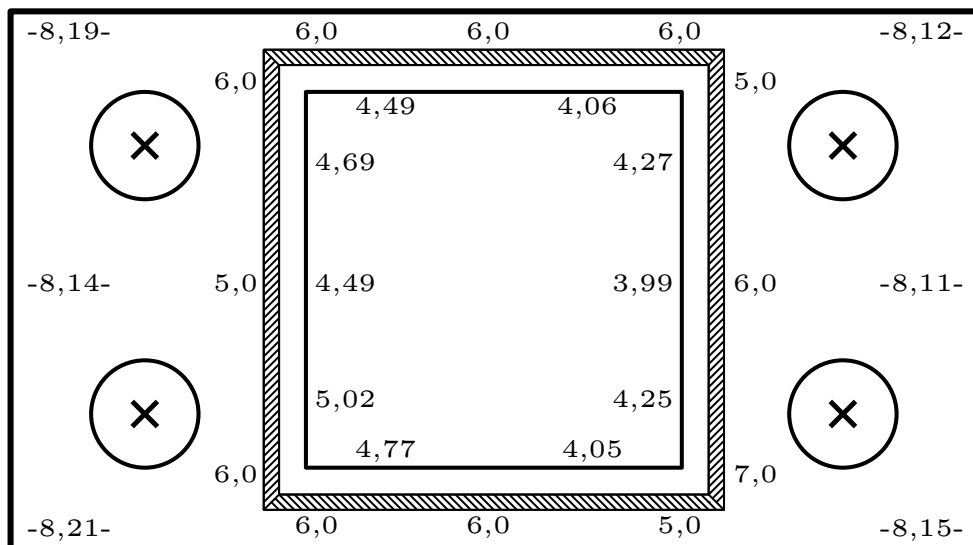
A.3 Prøve B1: S355 220×100×8 mm

A.3.1 Avstander før forsøk



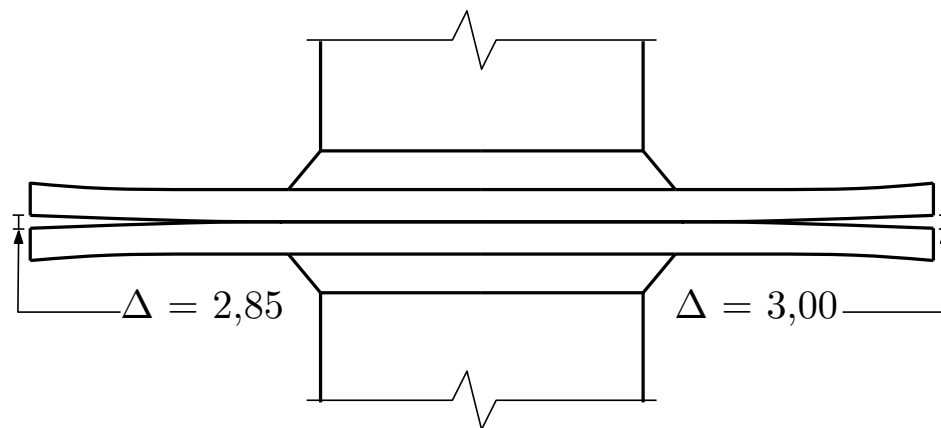
Måledata avstander plate, mål i mm

A.3.2 Tykkelser før forsøk



Måledata tykkelse av plate og HUP samt a-mål sveis, mål i mm

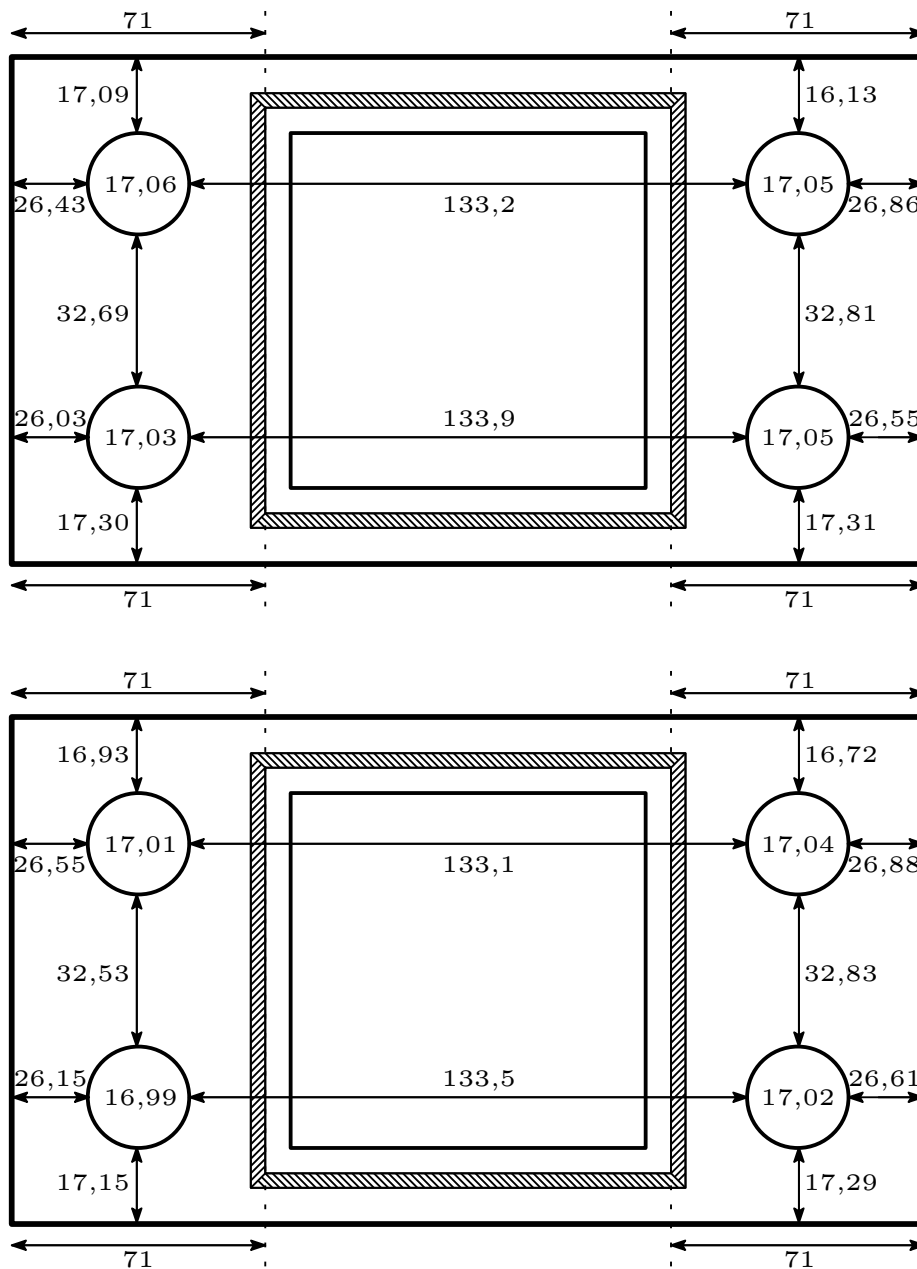
A.3.3 Krumning og kant-glipe før forsøk



Måledata kant-glipe, mål i mm

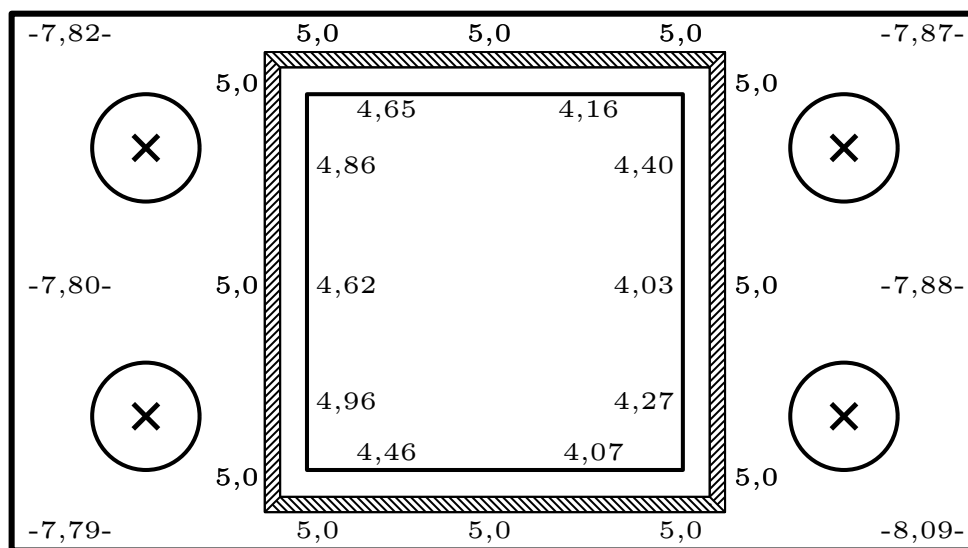
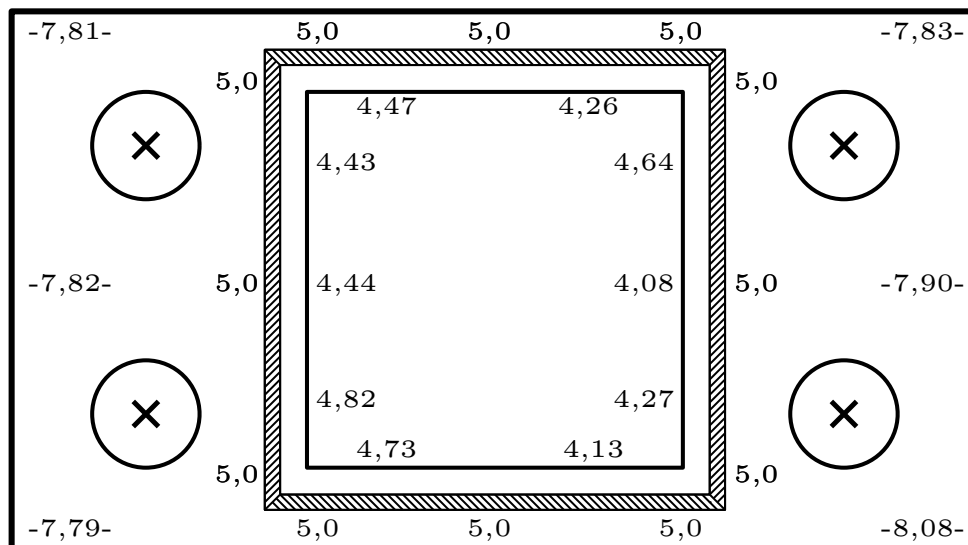
A.4 Prøve B2: Weldox 700 220×100×8 mm

A.4.1 Avstander før forsøk



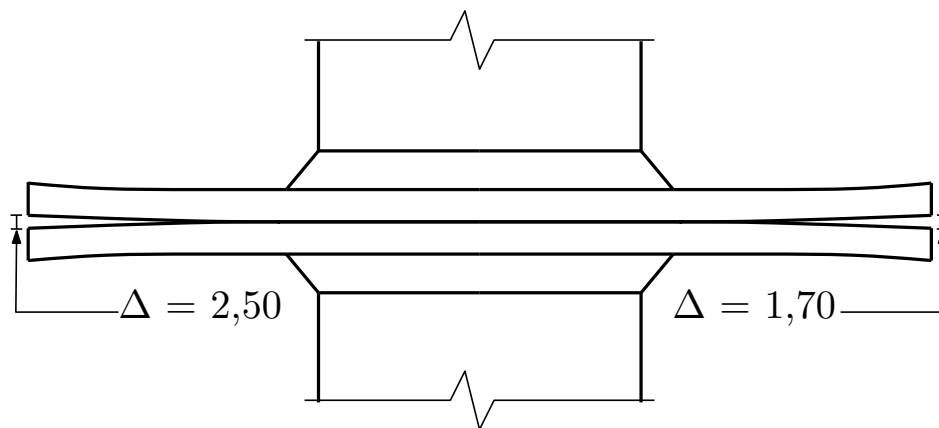
Måledata avstander plate, mål i mm

A.4.2 Tykkelser før forsøk



Måledata tykkelse av plate og HUP samt a-mål sveis, mål i mm

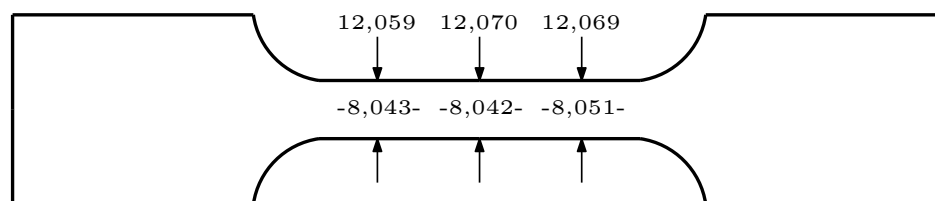
A.4.3 Krumning og kant-glipe før forsøk



Måledata kant-glipe, mål i mm

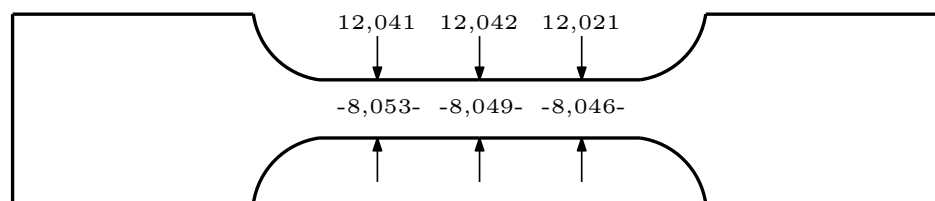
A.5 Materialprøver for S355

A.5.1 Prøve 1



Måledata tykkelse og bredde, mål i mm

A.5.2 Prøve 2



Måledata tykkelse og bredde, mål i mm

Vedlegg B: Håndberegninger etter Eurokoden

B.1 Bolter

Kun M16-8.8 bolter ble brukt i prøvestykkene. Nominelle verdier er hentet fra NS-EN 1993-1-1 [15] og Stålkonstruksjoner, Profiler og Formler [25].

$$f_{ub} = 800 \text{ MPa}$$

$$\gamma_{M2} = 1,00$$

$$A_s = 157 \text{ mm}^2$$

$$\alpha_v = 0,9$$

Kapasitet bolter:

$$F_{t,Rd} = \frac{\alpha_v f_{ub} A_s}{\gamma_{M2}} = \frac{0,9 \cdot 800 \cdot 157}{1,00} = 113 \text{ kN}$$

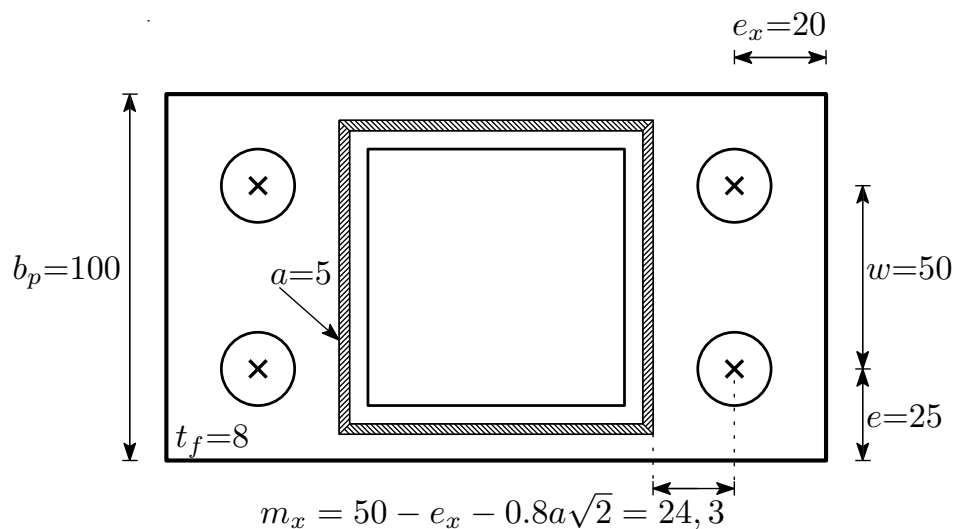
Stivhetskoeffisient bolter:

Tøyningslengden til bolten, L_b , er her satt til summen av følgende lengder; halvt boltehode(5 mm), to platetykkelser(16 mm) og halv mutter (8 mm).

$$k_{10} = \frac{1,6 \cdot A_s}{L_b} = \frac{1,6 \cdot 157}{5 + 16 + 8} = 8,662 \text{ mm}^{-2}$$

B.2 Prøvestykke A1

B.2.1 Parametre:



Geometriske parametre for prøvestykke A, alle mål i mm

Materialdata:

$$f_y = 405 \text{ MPa}, \quad \gamma_{M0} = 1,00$$

B.2.2 Kapasitet:

Effektivlengder:

$$\ell_{eff,cp} = \min \begin{bmatrix} 2\pi m_x \\ \pi m_x + w \\ \pi m_x + 2e \end{bmatrix} = \min \begin{bmatrix} 153 \\ 126 \\ 126 \end{bmatrix} = 126 \text{ mm}$$

$$\ell_{eff,nc} = \min \begin{bmatrix} 4m_x + 1,25e_x \\ e + 2m_x + 0,625e_x \\ 0,5b_p \\ 0,5w + 2m_x + 0,625e_x \end{bmatrix} = \min \begin{bmatrix} 122 \\ 86 \\ 50 \\ 86 \end{bmatrix} = 50 \text{ mm}$$

$$\left. \begin{aligned} \ell_{eff,1} &= \min \begin{bmatrix} \ell_{eff,cp} \\ \ell_{eff,nc} \end{bmatrix} = \min \begin{bmatrix} 126 \\ 50 \end{bmatrix} = 50 \text{ mm} \\ \ell_{eff,2} &= \ell_{eff,nc} = 50 \text{ mm} \end{aligned} \right\} \ell_{eff,1} = \ell_{eff,2} = \ell_{eff} = \underline{50 \text{ mm}}$$

Bruddmoder:

Siden de effektive lengdene for bruddmode 1 og 2 er like, vil de plastiske motstandsmomentene også være like:

$$\begin{aligned} M_{pl,Rd} &= M_{pl,1,Rd} = M_{pl,2,Rd} = 0,25 \sum \ell_{eff} t_f^2 \frac{f_y}{\gamma_{M0}} = 0,25 \cdot 50 \cdot 8^2 \cdot \frac{405}{1,00} \\ &= \underline{324 \cdot 10^3 \text{ Nmm}} \end{aligned}$$

Kapasitet bruddmode 1:

Siden vi har to separate T-stykker på endeplata må vi doble kapasiteten:

$$F_{T,1,Rd} = 2 \cdot \frac{4 M_{pl,Rd}}{m_x} = \frac{4 \cdot 324 \cdot 10^3}{24,3} = \underline{106 \text{ kN}}$$

Kapasitet bruddmode 2:

Siden vi har to separate T-stykker på endeplata må vi doble kapasiteten:

$$F_{T,2,Rd} = 2 \cdot \frac{2 M_{pl,Rd} + n \sum F_{t,Rd}}{m_x + n} = 2 \cdot \frac{2 \cdot 324 \cdot 10^3 + 20 \cdot 2 \cdot 113 \cdot 10^3}{24,3 + 20} = \underline{233 \text{ kN}}$$

Kapasitet bruddmode 3:

$$F_{T,3,Rd} = \sum F_{t,Rd} = 4 \cdot 113 \cdot 10^3 = \underline{452 \text{ kN}}$$

Dimensjonerende kapasitet:

$$F_{T,Rd} = \min \begin{bmatrix} F_{T,1,Rd} \\ F_{T,2,Rd} \\ F_{T,3,Rd} \end{bmatrix} = \min \begin{bmatrix} 106 \\ 233 \\ 452 \end{bmatrix} = \underline{106 \text{ kN}}$$

B.2.3 Stivhet

Stivhetskoeffisient for endeplate:

$$k_5 = \frac{0,9 \ell_{eff} t_p^3}{m^3} = \frac{0,9 \cdot 50 \cdot 8^3}{24,3^3} = 1,597 \text{ mm}$$

Ekvivalent stivhetskoeffisient for ett T-stykke:

$$k_{eq} = \frac{1}{\sum_i \frac{1}{k_i}} = \frac{1}{\frac{1}{k_5} + \frac{1}{k_{10}} + \frac{1}{k_5}} = \frac{1}{\frac{1}{1,597} + \frac{1}{8,662} + \frac{1}{1,597}} = 0,731 \text{ mm}$$

Total stivhet for to T-stykker og hele prøvestykket blir da :

$$K_{tot} = 2 \cdot k_{eq} E = 2 \cdot 0,731 \cdot 210 \cdot 10^3 = \underline{\underline{307 \cdot 10^3 \text{ N/mm}}}$$

B.3 Prøvestykke A2

Prøvestykke A2 har samme geometri som A1, se Avsnitt B.2 for geometriske parametre.

Materialdata:

$$f_y = 790 \text{ MPa}, \quad \gamma_{M0} = 1,00$$

B.3.1 Kapasitet

Siden prøvestykke har geometri som A2, vil de effektive lengdene være det samme (se Avsnitt B.2):

$$\ell_{eff} = \ell_{eff,1} = \ell_{eff,2} = \underline{\underline{50 \text{ mm}}}$$

Bruddmoder:

Siden de effektive lengdene for bruddmode 1 og 2 er like, vil de plastiske motstandsmomentene også være like:

$$\begin{aligned} M_{pl,Rd} = M_{pl,1,Rd} = M_{pl,2,Rd} &= 0,25 \sum \ell_{eff} t_f^2 \frac{f_y}{\gamma_{M0}} = 0,25 \cdot 50 \cdot 8^2 \cdot \frac{790}{1,00} \\ &= \underline{\underline{632 \cdot 10^3 \text{ Nmm}}} \end{aligned}$$

Kapasitet bruddmode 1:

Siden vi har to separate T-stykker på endeplata må vi doble kapasiteten:

$$F_{T,1,Rd} = 2 \cdot \frac{4 M_{pl,Rd}}{m_x} = \frac{4 \cdot 632 \cdot 10^3}{24,3} = \underline{\underline{208 \text{ kN}}}$$

Kapasitet bruddmode 2:

Siden vi har to separate T-stykker på endeplata må vi doble kapasiteten:

$$F_{T,2,Rd} = 2 \cdot \frac{2 M_{pl,Rd} + n \sum F_{t,Rd}}{m_x + n} = 2 \cdot \frac{2 \cdot 632 \cdot 10^3 + 20 \cdot 2 \cdot 113 \cdot 10^3}{24,3 + 20} = \underline{261 \text{ kN}}$$

Kapasitet bruddmode 3:

$$F_{T,3,Rd} = \sum F_{t,Rd} = 4 \cdot 113 \cdot 10^3 = \underline{452 \text{ kN}}$$

Dimensjonerende kapasitet:

$$F_{T,Rd} = \min \begin{bmatrix} F_{T,1,Rd} \\ F_{T,2,Rd} \\ F_{T,3,Rd} \end{bmatrix} = \min \begin{bmatrix} 208 \\ 261 \\ 452 \end{bmatrix} = \underline{208 \text{ kN}}$$

B.3.2 Stivhet

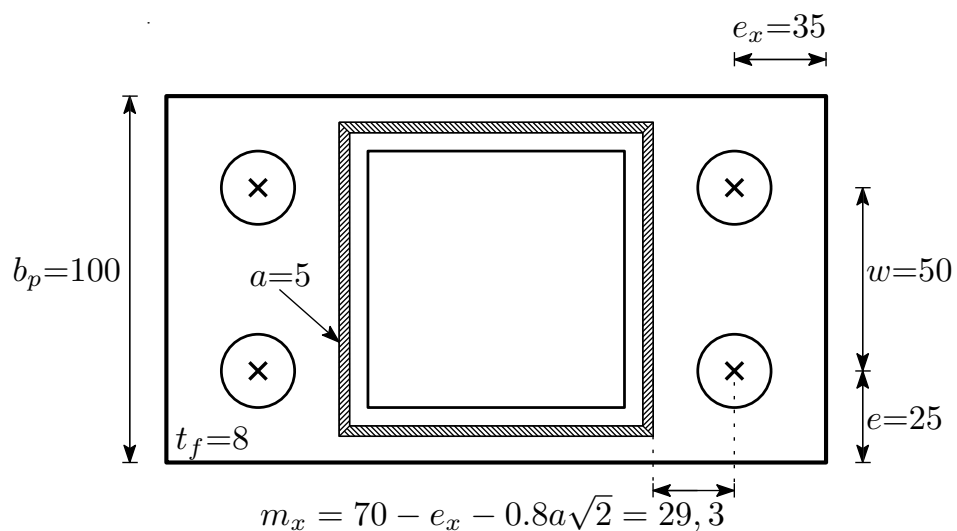
Stivheten for prøvestykke A2 vil være den samme som for A1 siden de har lik geometri.

Se Avsnitt B.2.

$$K_{tot} = 2 \cdot k_{eq} E = 2 \cdot 0,731 \cdot 210 \cdot 10^3 = \underline{\underline{307 \cdot 10^3 \text{ N/mm}}}$$

B.4 Prøvestykke B1

B.4.1 Parametre:



Geometriske parametre for prøvestykke B, alle mål i mm

Materialdata:

$$f_y = 405 \text{ MPa}, \quad \gamma_{M0} = 1,00$$

B.4.2 Kapasitet:

Effektivlengder:

$$\ell_{eff,cp} = \min \begin{bmatrix} 2\pi m_x \\ \pi m_x + w \\ \pi m_x + 2e \end{bmatrix} = \min \begin{bmatrix} 184 \\ 142 \\ 142 \end{bmatrix} = 142 \text{ mm}$$

$$\ell_{eff,nc} = \min \begin{bmatrix} 4m_x + 1,25e_x \\ e + 2m_x + 0,625e_x \\ 0,5b_p \\ 0,5w + 2m_x + 0,625e_x \end{bmatrix} = \min \begin{bmatrix} 161 \\ 106 \\ 50 \\ 106 \end{bmatrix} = 50 \text{ mm}$$

$$\left. \begin{aligned} \ell_{eff,1} &= \min \begin{bmatrix} \ell_{eff,cp} \\ \ell_{eff,nc} \end{bmatrix} = \min \begin{bmatrix} 142 \\ 50 \end{bmatrix} = 50 \text{ mm} \\ \ell_{eff,2} &= \ell_{eff,nc} = 50 \text{ mm} \end{aligned} \right\} \ell_{eff,1} = \ell_{eff,2} = \ell_{eff} = \underline{50 \text{ mm}}$$

Bruddmoder:

Siden de effektive lengdene for bruddmode 1 og 2 er like, vil de plastiske motstandsmomentene også være like:

$$\begin{aligned} M_{pl,Rd} &= M_{pl,1,Rd} = M_{pl,2,Rd} = 0,25 \sum \ell_{eff} t_f^2 \frac{f_y}{\gamma_{M0}} = 0,25 \cdot 50 \cdot 8^2 \cdot \frac{405}{1,00} \\ &= \underline{324 \cdot 10^3 \text{ Nmm}} \end{aligned}$$

Kapasitet bruddmode 1:

Siden vi har to separate T-stykker på endeplata må vi doble kapasiteten:

$$F_{T,1,Rd} = 2 \cdot \frac{4 M_{pl,Rd}}{m_x} = \frac{4 \cdot 324 \cdot 10^3}{29,3} = \underline{88,3 \text{ kN}}$$

Kapasitet bruddmode 2:

Siden vi har to separate T-stykker på endeplata må vi doble kapasiteten:

$$F_{T,2,Rd} = 2 \cdot \frac{2 M_{pl,Rd} + n \sum F_{t,Rd}}{m_x + n} = 2 \cdot \frac{2 \cdot 324 \cdot 10^3 + 35 \cdot 2 \cdot 113 \cdot 10^3}{29,3 + 35} = \underline{266 \text{ kN}}$$

Kapasitet bruddmode 3:

$$F_{T,3,Rd} = \sum F_{t,Rd} = 4 \cdot 113 \cdot 10^3 = \underline{452 \text{ kN}}$$

Dimensjonerende kapasitet:

$$F_{T,Rd} = \min \begin{bmatrix} F_{T,1,Rd} \\ F_{T,2,Rd} \\ F_{T,3,Rd} \end{bmatrix} = \min \begin{bmatrix} 88,3 \\ 266 \\ 452 \end{bmatrix} = \underline{\underline{88,3 \text{ kN}}}$$

B.4.3 Stivhet

Stivhetskoeffisient for endeplate:

$$k_5 = \frac{0,9 \ell_{eff} t_p^3}{m^3} = \frac{0,9 \cdot 50 \cdot 8^3}{29,3^3} = 0,912 \text{ mm}$$

Ekvivalent stivhetskoeffisient for ett T-stykke:

$$k_{eq} = \frac{1}{\sum_i \frac{1}{k_i}} = \frac{1}{\frac{1}{k_5} + \frac{1}{k_{10}} + \frac{1}{k_5}} = \frac{1}{\frac{1}{0,912} + \frac{1}{8,662} + \frac{1}{1,912}} = 0,433 \text{ mm}$$

Total stivhet for to T-stykker og hele prøvestykket blir da :

$$K_{tot} = 2 \cdot k_{eq} E = 2 \cdot 0,433 \cdot 210 \cdot 10^3 = \underline{\underline{182 \cdot 10^3 \text{ N/mm}}}$$

B.5 Prøvestykke B2

Prøvestykke B2 har samme geometri som B1, se Avsnitt B.4 for geometriske parametre.

Materialdata:

$$f_y = 790 \text{ MPa}, \quad \gamma_{M0} = 1,00$$

B.5.1 Kapasitet

Siden prøvestykke har geometri som B2, vil de effektive lengdene være det samme (se Avsnitt B.4):

$$\ell_{eff} = \ell_{eff,1} = \ell_{eff,2} = \underline{\underline{50 \text{ mm}}}$$

Bruddmoder:

Siden de effektive lengdene for bruddmode 1 og 2 er like, vil de plastiske motstandsmomentene også være like:

$$\begin{aligned} M_{pl,Rd} = M_{pl,1,Rd} = M_{pl,2,Rd} &= 0,25 \sum \ell_{eff} t_f^2 \frac{f_y}{\gamma_{M0}} = 0,25 \cdot 50 \cdot 8^2 \cdot \frac{790}{1,00} \\ &= \underline{\underline{632 \cdot 10^3 \text{ Nmm}}} \end{aligned}$$

Kapasitet bruddmode 1:

Siden vi har to separate T-stykker på endeplata må vi doble kapasiteten:

$$F_{T,1,Rd} = 2 \cdot \frac{4 M_{pl,Rd}}{m_x} = \frac{4 \cdot 632 \cdot 10^3}{29,3} = \underline{\underline{172 \text{ kN}}}$$

Kapasitet bruddmode 2:

Siden vi har to separate T-stykker på endeplata må vi doble kapasiteten:

$$F_{T,2,Rd} = 2 \cdot \frac{2 M_{pl,Rd} + n \sum F_{t,Rd}}{m_x + n} = 2 \cdot \frac{2 \cdot 632 \cdot 10^3 + 35 \cdot 2 \cdot 113 \cdot 10^3}{29,3 + 35} = \underline{285 \text{ kN}}$$

Kapasitet bruddmode 3:

$$F_{T,3,Rd} = \sum F_{t,Rd} = 4 \cdot 113 \cdot 10^3 = \underline{452 \text{ kN}}$$

Dimensjonerende kapasitet:

$$F_{T,Rd} = \min \begin{bmatrix} F_{T,1,Rd} \\ F_{T,2,Rd} \\ F_{T,3,Rd} \end{bmatrix} = \min \begin{bmatrix} 172 \\ 285 \\ 452 \end{bmatrix} = \underline{172 \text{ kN}}$$

B.5.2 Stivhet

Stivheten for prøvestykke B2 vil være den samme som for B1 siden de har lik geometri.

Se Avsnitt B.4.

$$K_{tot} = 2 \cdot k_{eq} E = 2 \cdot 0,433 \cdot 210 \cdot 10^3 = \underline{\underline{182 \cdot 10^3 \text{ N/mm}}}$$