

KAPASITET AV  
SKRUEFORBINDELSER I  
SAMMENFØYNINGER MED ÅPNE  
TVERRSNITT

av

FREDRIK NÆSS

**MASTEROPPGAVE**

*for graden*

***Master i Anvendt matematikk og mekanikk***

*(Master of Science)*



*Det matematisk-naturvitenskapelige fakultet  
Universitetet i Oslo*

*Mai 2009*

*Faculty of Mathematics and Natural Sciences  
University of Oslo*



# Forord

Denne rapporten representerer min masteroppgave for graden Master i Anvendt matematikk og mekanikk ved det matematisk-naturvitenskapelige fakultetet, Universitetet i Oslo. Arbeidet med oppgaven har pågått fra januar til mai, 2009, altså *kort* materoppgave.

Oppgaven er gjennomført i samarbeid med Aibel AS, en av de ledende leverandørene av tjenester til olje- og gassindustrien. Arbeidet med oppgaven har derfor hovedsaklig blitt utført ved hovedkontoret til Aibel AS, på Billingstad.

Ved oppgraderinger og modifikasjon av offshore-innretninger for olje og gass er utforming av installasjonsvennlige konstruksjoner med bruk av skrueforbindelser svært relevant. Kapasitetsberegning for skrueforbindelser i sammenføyninger er imidlertid komplisert og tidkrevende. Formålet med oppgaven er ved hjelp av tilgjengelig litteratur, regelverkbaserte håndberegninger og numeriske analyser, oppnå nødvendig forståelse av temaet og regelverket, for å beskrive hva en “riktig” dimensjonering av en skrueforbindelse innebærer.

Jeg vil takke min eksterne veileder i Aibel AS, Svein Ove Enge, for tilrettelegging av oppgaven, samt faglig kompetanse og god veiledning underveis. En takk går også til veileder Harald Osnes ved Universitetet i Oslo for god hjelp, og Aibel AS (seksjonsleder Ragnar Høeg) som lot meg utføre oppgaven i samarbeid med dem, der nødvendig utstyr og arbeidsplass ble stilt til disposisjon. Øvrige ingeniører i Aibel AS, Jan Wigaard, Rune Bing-Jonsson og Bin Zhang takkes også for deres kompetanse og hjelp.

Oslo, mai 2009

---

Fredrik Næss





## Sammendrag

Denne oppgaven omhandler sammenføyninger av åpne tverrsnitt ved bruk av skrueforbindelser. Det er veldig viktig at skrudde sammenføyninger har en hensiktsmessig utforming, og at kapasiteten dimensjoneres “riktig” etter regelverk. For denne type sammenføyninger kan imidlertid regelverket anses som mangelfullt og lite brukervennlig. Kontroll av samtlige detaljer i en forbindelse er tidkrevende.

Opgaven kartlegger og beskriver beregningsmetodene og -reglene for skrueforbindelser, fra regelverk og annen relevant litteratur. Spesielt er det lagt vekt på en beregningsmetode for T-forbindelser og momentkapasitet av sammenføyninger. Til slutt er det utført beregninger og elementanalyser av et forsøk og noen andre utvalgte konstruksjonsdetaljer.

Formålet med oppgaven er ved hjelp av tilgjengelig litteratur, håndberegninger, numeriske analyser og tilgjengelig regelverkbasert programvare eller regneark, oppnå nødvendig forståelse av temaet for å beskrive hva en “riktig” dimensjonering av en skrueforbindelse innebærer.

Som beskrevet under avsnitt 1.2 er oppgaven blitt begrenset da den viste seg å være mer omfattende enn først antatt. Likevel er det blitt gjennomført en rekke analyser og beregninger som har vært svært tidkrevende (i tillegg til opplæring i Abaqus), og derfor er dessverre beskrivelsen av resultatene i denne rapporten noe kortfattet.

# Innhold

<b>1 Innledning</b>	<b>1</b>
1.1 Introduksjon . . . . .	1
1.2 Spesifikasjon av oppgaven . . . . .	5
1.3 Organisering av oppgaven . . . . .	7
<b>2 Bakgrunnsteori og regelverk</b>	<b>9</b>
2.1 Presentasjon av aktuelle skrueforbindelser . . . . .	9
2.2 Bakgrunnsteori . . . . .	12
2.2.1 Skruenes egenskaper . . . . .	12
2.2.2 Avskjæringsforbindelser . . . . .	13
2.2.3 Strekkforbindelser . . . . .	17
2.2.4 Øvrige komponenter i sammenføyninger . . . . .	24
2.2.5 Rotasjonsstivhet og duktilitet av forbindelser . . . . .	26
2.3 Regelverk . . . . .	28
2.3.1 NS 3472 - Prosjektering av stålkonstruksjoner . . . . .	28
2.3.2 NS 3464 - Utførelse av stålkonstruksjoner . . . . .	30
2.3.3 ISO 898-1 - Mekaniske egenskaper for forbindelsesmidler . . . . .	30
2.3.4 Eurokode 3 - Prosjektering av stålkonstruksjoner . . . . .	30
2.3.5 Bakgrunnsteori for Eurokode 3, del 1-8 . . . . .	44
<b>3 Presentasjon av betraktede skrueforbindelser</b>	<b>45</b>
3.1 Dobbeltsnittet skjærforbindelse . . . . .	45
3.2 Enkel T-forbindelse . . . . .	46
3.3 Bjelke-søyle-forbindelse . . . . .	47

<b>4</b>	<b>Håndberegninger ved bruk av Eurokode 3</b>	<b>51</b>
4.1	Dobbeltsnittet skjærforbindelse . . . . .	51
4.2	Enkel T-forbindelse . . . . .	52
4.3	Bjelke-søyle-forbindelse . . . . .	54
4.3.1	Kapasitet mot skjærbelastning . . . . .	54
4.3.2	Momentkapasitet og rotasjonsstivhet . . . . .	56
4.3.3	Oppsummering av dimensjonerende kapasiteter . . . . .	74
<b>5</b>	<b>Bruk av regneark og programvarer til dimensjonering</b>	<b>77</b>
<b>6</b>	<b>Numeriske analyser ved bruk av Abaqus</b>	<b>81</b>
6.1	Presentasjon av Abaqus og materialmodeller . . . . .	81
6.1.1	Det ikke-lineære analyseprogrammet Abaqus . . . . .	81
6.1.2	Kalibrering av materialmodeller . . . . .	82
6.2	Dobbelsnittet skjærforbindelse . . . . .	92
6.3	Enkel T-forbindelse . . . . .	96
6.4	Bjelke-søyle-forbindelse . . . . .	102
<b>7</b>	<b>Sammenlikning og diskusjon av resultater</b>	<b>107</b>
7.1	Dobbelsnittet skjærforbindelse . . . . .	107
7.2	Enkel T – forbindelse . . . . .	108
7.3	Bjelke-søyle-forbindelse . . . . .	110
7.3.1	Forsøksresultater . . . . .	110
7.3.2	Resultater fra beregning, analyser og forsøk . . . . .	111
<b>8</b>	<b>Anbefalinger til utforming av momentforbindelser</b>	<b>113</b>

<b>9 Konklusjon</b>	<b>114</b>
Notasjon	115
Referanser	116

## Figurer

1	Typisk stålkonstruksjon med ulike sammenføyninger. . . . .	1
2	Typisk sammenføyning av bjelker og søyler med skrueforbindelser. . . . .	2
3	Klassifisering av bjelke-søyle-forbindelser . . . . .	3
4	Bruddformer for avskjæringsforbindelse . . . . .	9
5	Ekvivalent T-forbindelse med hevarmkrefter . . . . .	10
6	Soneinndeling av momentbelastet bjelke-søyle-forbindelse . . . . .	11
7	Deformasjonskarakteristikk for de vanligste forbindelsesmidlene . . . . .	14
8	Avskjæringsfasthet til skruer som funksjon av strekkfastheten . . . . .	16
9	Tre mulige bruddformer for T-forbindelse . . . . .	19
10	Mulige flytemekanismer i en søylefflens belastet av skruer . . . . .	21
11	Diagram for $\alpha$ -verdi for skruer nær en stiver . . . . .	23
12	Lastutstråling og effektiv bredde for et trykkbelastet søylesteg . . . . .	25
13	Relativ rotasjon mellom bjelke og søyle . . . . .	26
14	Moment-rotasjonskarakteristikk for ulike forbindelsestyper . . . . .	27
15	Strekkkapasitet til T-forbindelser ihht. Eurokode 3 . . . . .	34
16	Dimensjoner for en T-forbindelse ihht. Eurokode 3 . . . . .	35
17	Effektive lengder for uavstivet søylefflens ihht. Eurokode 3 . . . . .	36
18	Rotasjonsstivhet til en sammenføyning ihht. Eurokode 3 . . . . .	40
19	Ekvivalent stivhetskoeffisient for strekkbelastede skruerader . . . . .	42
20	Dobbelttsnittet skjærforbindelse som skal betraktes . . . . .	46
21	Enkel T-forbindelse som skal betraktes . . . . .	46
22	Bjelke-søyle-forbindelse fra et tidligere forsøk, som skal betraktes . . . . .	47
23	Belastning av testforbindelsen som skal betraktes . . . . .	48

24	Effektiv lengde for en skruerad i forlengt del av endeplate . . . . .	52
25	Håndberegnet moment-rotasjonskar. for opprinnelig testforbindelse	67
26	Regneark-baserte kapasiteter for enkel T-forb. med 8.8-skruer . . .	79
27	Regneark-baserte kapasiteter for enkel T-forb. med 10.9-skruer . .	80
28	Strekkstav modellert med tetraederelementer . . . . .	83
29	Deformert strekkstav med tetraederelementer . . . . .	86
30	Spenning-tøyningsrelasjon for S355 prøvestykke m/tetraederelementer	87
31	Strekkstav modellert med heksaederelementer . . . . .	88
32	Deformert strekkstav med heksaederelementer . . . . .	88
33	Spenning-tøyningsrelasjon for både tet- og heks-elementer . . . . .	89
34	Spenning/tøyningsrelasjon for skrue i fasthetsklasse 8.8 . . . . .	91
35	Modell av dobbeltsnittet skjærforbindelse med terningelementer .	92
36	Analyseresultat av dobbeltsnittet skjærforbindelse . . . . .	93
37	Skjærkraft og -spenning i dobbeltsnittet skjærforbindelse . . . . .	94
38	Ovalisering av skruehullet i dobbeltsnittet skjærforbindelse . . . . .	95
39	Skjærspenning-forskyvningskurve basert på forsøk . . . . .	96
40	Analyseresultat av enkel T-forbindelse med 8.8 – skruer . . . . .	97
41	Spenninger i en enkel T-forbindelse med 8.8 – skruer . . . . .	97
42	Plastisk tøying av enkel T-forbindelse med 8.8 – skruer . . . . .	98
43	Analyseresultat av en enkel T-forbindelse med 10.9 – skruer . . . .	100
44	Spenninger i en enkel T-forbindelse med 10.9 – skruer . . . . .	100
45	Plastisk tøying av enkel T-forbindelse med 10.9 – skruer . . . . .	101
46	Modell av bjelke-søyle-forbindelse . . . . .	102
47	Kapasitet for den opprinnelige forsøksforbindelsen med 8.8 – skruer	103

48	Bruddform for forsøksforbindelsen analysert i Abaqus . . . . .	104
49	Bruddform for bjelke-søyle-forbindelsen med 10.9 – skruer . . . . .	105
50	Bruddform for bjelke-søyle-forbindelsen med 4.6 – skruer . . . . .	105
51	Sammenlikning av av enkel T-forbindelse med 10.9 – skruer . . . . .	108
52	Rotasjon av bjelke fra forsøksresultat og elementanalyse . . . . .	110
53	Relativ moment-rotasjonskar. fra forsøk, analyse og dimensjonering	111
54	Relativ moment-rotasjonskar. for alle forbindelser . . . . .	112

## Tabeller

1	Fasthetsverdier for skruematerialer . . . . .	12
2	Fasthetsverdier for konstruksjonsstål . . . . .	45



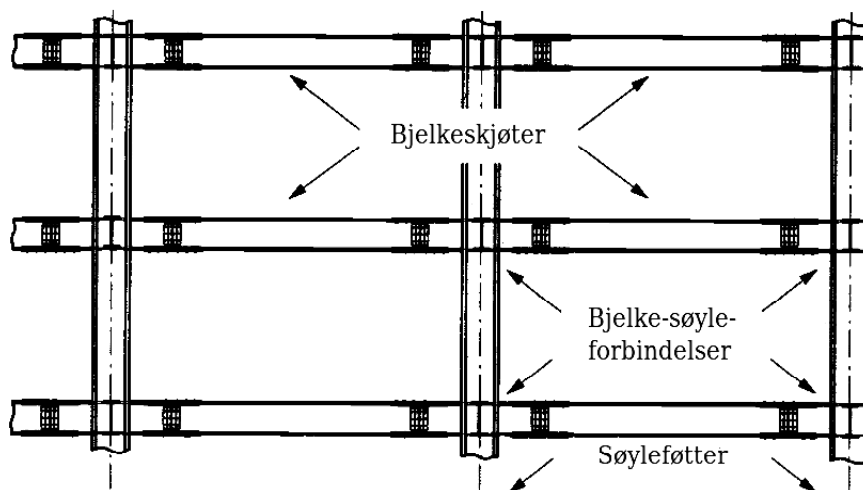


---

# 1 Innledning

## 1.1 Introduksjon

I denne oppgaven skal vi belyse noen utfordringer ved kapasitetsberegning av sammenføyningene, eller knutepunktene i stålkonstruksjoner. Avhengig av konstruksjonens utforming og belastning kan et knutepunkt utsettes for ulike snittkrefter, og den dimensjonerende kapasiteten til sammenføyningen kan i enkelte tilfeller være utfordrende å beregne. Konstruksjonens omgivelser kan også ha betydning, og denne oppgaven skal tilknyttes offshore-strukturer, konstruksjoner til havs. En typisk stålkonstruksjon med aktuelle sammenføyninger som må dimensjoneres, er vist i Figur 1. For offshore-konstruksjoner er denne utformingen spesielt vanlig for hovedbærende konstruksjoner, som moduler, ramme- og fagverkskonstruksjoner.



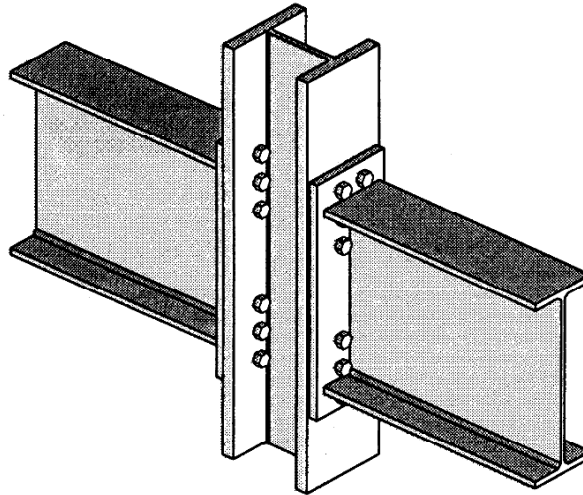
Figur 1: Typisk utførelse av stålkonstruksjoner, med bjelkeskjøter, bjelke-søyleforbindelser og søyleføtter.

Som vi ser av Figur 1 er det karakteristisk for lastbærende stålkonstruksjoner at de ofte bygges opp av komponenter (bjelker og søyler) som må sammenføyves ved hjelp av forbindelsesmidler. Dette innebærer at den konstruksjonsmessige utformingen og dimensjoneringen av forbindelsene har vesentlig betydning for konstruksjonens kapasitet. Knutepunkter som derav må kontrolleres kan være bjelkeskjøter, søyleføtter og bjelke-søyleforbindelser, jfr. Figur 1. Til å sammenføyve de ulike komponentene finnes det flere aktuelle forbindelsesmidler, som

nagler, skruer, sveiser og lim. Nagler er forøvrig svært sjeldent benyttet for bærende stålkonstruksjoner i nyere tid. Ved utførelse av nye konstruksjoner er det svært vanlig å sammenføye stålkomponenter ved sveising, som er en rask prosess, samtidig som sveiste forbindelser er enkle å dimensjonere.

Ved oppgraderinger og modifikasjon av offshore-innretninger for olje og gass er det store kostnadsbesparelser i å sørge for at installasjon av nye konstruksjoner og komponenter kan utføres uten at prosessanlegget stenges ned. Sveising og andre arbeidsoperasjoner som medfører varmt arbeid, er kun tillatt utført i habitat eller i planlagte produksjonsstanser (revisjonsstanser). Men habitat er kostbart, revisjonsstansene er tidsbegrenset og bemanningen i produksjonsstansene er også begrenset. Derfor er det viktig og nødvendig at det utformes kostnadseffektive løsninger som kan utføres mens produksjonen pågår. Utforming av installasjonsvennlige konstruksjoner med bruk av *skrueforbindelser* er svært relevant i denne sammenhengen, og dette er bakgrunnen for oppgaven.

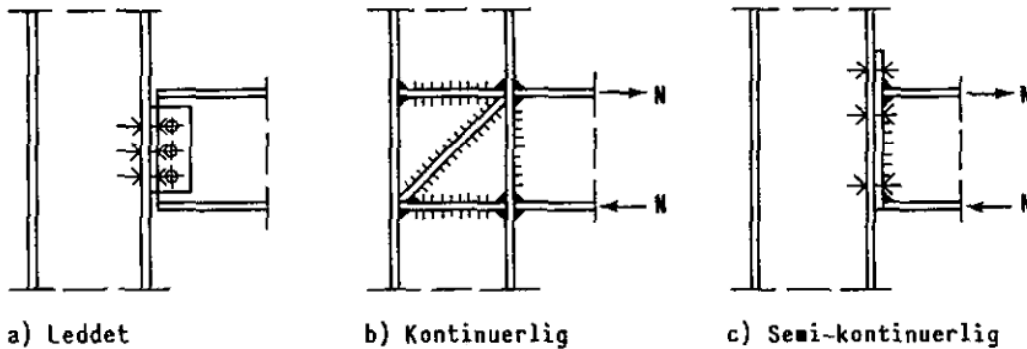
I lastbærende stålkonstruksjoner er det gjerne åpne tverrsnitt som er best egnet for de typiske snittkreftene, samtidig som disse tverrsnittene er enklest å sammenføye. En dobbelsidet bjelke-søyle-forbindelse (jfr. Figur 1) med åpne tverrsnitt, og typisk utførelse av skrueforbindelser, er vist i Figur 2.



Figur 2: Typisk utførelse av skrueforbindelser ved sammenføyning av bjelker og søyler i bærende stålkonstruksjoner.

Det er ønskelig å tilpasse den konstruksjonsmessige utformingen av bjelke-søyleforbindelser til de ytre lastvirkningene. For sammenføyning av bjelker og søyler

skilles det mellom ulike konstruksjonsdetaljer, avhengig av graden av kontinuitet som er forutsatt mellom de enkelt komponentene. H- og I-profiler (åpne tverrsnitt) egner seg best til å overføre typiske snittkrefter, og for en *global analyse*, en analyse av hele konstruksjonen, er de ulike konstruksjonsdetaljene/forbindelsestypene klassifisert som i Figur 3 (for en énsidet forbindelse). Ved dimensjonering av



Figur 3: Klassifisering av bjelke-søyle-forbindelser ved global analyse [4]. Leddet forbindelse (a) har liten stivhet og er best egnet til skjærbelastning. Kontinuerlig (b) og semi-kontinuerlig (c) forbindelse betegnes hhv. som stiv og delvis-stiv, og er best egnet til momentbelastning.

konstruksjonsdetaljene fås en svært komplisert spenningsfordeling som kun lar seg bestemme ved hjelp av elementmetoden eller numeriske analyser. I enkelte tilfeller må man innføre antagelser, slik at kapasitetsberegningen baseres på forsøksdata. Dette gjelder spesielt for de skrudde forbindelsene. Den første forbindelsen (a) har svært liten grad av stivhet og kalles derfor leddet. Denne utformingen benyttes gjerne ved skjærforbindelser og den er ikke egnet til å overføre momenter. De to andre forbindelsene klassifiseres som momentstive i en global betraktning/analyse. Den sveisede utformingen (kontinuerlig) med stivere i søylen er stivest, mens den skrudde forbindelsen (semi-kontinuerlig) kalles delvis-stiv. Momentstive forbindelser blir ofte dyrere enn leddede, men de vil resultere i mindre bjelkehøyder. Totalt sett kan dette gi store økonomiske gevinster da brutto etasjehøyde i et bygg vil reduseres [4].

I denne oppgaven skal det fokuseres på delvis-momentstive sammenføyninger med skruer (delvis-stiv (c) jfr. Figur 3), som er mest benyttet. Disse betegnes også som *momentforbindelser* da de primært er motstandsdyktige for momentbelastning. Delvis-stive momentforbindelser med skruer byr på beregningsmessige problemer, som skyldes at strekk- og trykkreftene i bjelkeflensene må opptas som konsentrerte krefter i søylens steg og flens. Dette gir spesielt kompliserte mekanismer for

overføring av strekkraften. På grunn av problemets kompleksitet finnes det ingen “korrekt” analytisk løsning for kapasiteten til forbindelsen, og dimensjoneringsprosessen er derfor basert på halvempiriske regler som er tilpasset forsøksdata. Beregningsmetoden til disse dimensjoneringsreglene er basert på *ekvivalente T-forbindelser*, for strekkpåkjennte skruer. Det skal fokuseres på denne beregningsmetoden under beskrivelsen av teorien og ved håndberegningene av forbindelsene. Ekvivalente T-forbindelser kan få ulik oppførsel ved belastning, avhengig av utforming og lastsituasjon. Sveiste (b) og leddede (a) forbindelser jfr. Figur 3, blir ikke betraktet i denne oppgaven.

I regelverket kalles en T-forbindelse for “*T-stub*” og når den norske oversettelsen av regelverket blir utgitt (antagelig i løpet av 2009) vil sannsynligvis betegnelsen oversettes til *T-stykke*. I denne oppgaven vil vi imidlertid benytte betegnelsen *T-forbindelse*.

For en bjelke-søyle-forbindelse med skrueforbindelser er hver horisontale rad med skruer definert som en *skruerad*. I forbindelsen i Figur 2 er det altså to skruer i hver rad. Det er mulig å ha fler enn to skruer i en skruerad, men det benyttes ikke i vanlig konstruksjonspraksis, og blir ikke behandlet i denne oppgaven. Den delvis-stive forbindelsen i Figur 3 har tre skruerader, og dette er den vanligste utformingen. Platen som er forbundet til søyleflesen, med skruer, betegnes som en frontplate, eller *endeplate*. Endeplaten er sveist til bjelken.

Oppgaven skal altså kun omhandle sammenføyninger med skrudde forbindelser. Det er veldig viktig at skrudde sammenføyninger har en hensiktsmessig utforming, og at kapasiteten dimensjoneres “riktig” etter regelverk. For denne type sammenføyninger kan imidlertid regelverket anses som mangelfullt og lite brukervennlig. En må kontrollere mange detaljer i forbindelsen, og dette er svært tidkrevende og det er lett å dimensjonere “feil”. Enkelte detaljer er i tillegg vanskelig å tolke. Derfor vil vi i denne oppgaven utføre beregninger for hånd, basert på de halvempiriske reglene i regelverket, og gjennomføre ikke-lineære elementanalyser, for noen utvalgte forbindelser. En sammenlikning av de to metodene kan gi grunnlag for vurdering av påliteligheten til regelverket. I oppgaven skal vi også kartlegge og beskrive beregningsmetodene og -reglene for skrueforbindelser, fra regelverk og annen relevant litteratur.

Det ville vært interessant med eksperimentelle forsøk av sammenføyninger med skrueforbindelser, men det er både tid- og ressurskrevende, og det har ikke vært meningen at dette skal være del av oppgaven. Fra litteraturen har vi derimot fått tilgang til resultater fra et tidligere forsøk. Dette forsøket ligger til grunn

for de ikke-lineære elementanalysene og håndberegninger basert på regelverk. Vi vil i tillegg betrakte noen mindre konstruksjonsdetaljer, men det vil fokuseres på forsøksforbindelsen, som er av høyest interesse.

Formålet med oppgaven er ved hjelp av tilgjengelig litteratur, håndberegninger, numeriske analyser og tilgjengelig regelverkbasert programvare eller regneark, oppnå nødvendig forståelse av temaet for å beskrive hva en “riktig” dimensjonering av en skrueforbindelse innebærer.

## 1.2 Spesifikasjon av oppgaven

For å sikre en installasjonsvennlig utforming av skrudde stålkonstruksjoner og komponenter er det flere faktorer som spiller inn. Plassering av selve forbindelsen, tilkomst for tiltrekking av skruer og avvikstoleranser mellom eksisterende og ny konstruksjon er viktige parametre. Likeså begrensninger en hullboremaskin for kaldboring kan gi på grunn av dens størrelse, dersom det må bores skruehull på stedet. I denne oppgaven velger vi å se bort fra dette, og det skal brukes normal praksis for plassering av skruehull med kant- og innbyrdes avstander og andre geometriske retningslinjer for utforming av forbindelsen, som angitt i Eurokode 3 del 1-8 [9] eller NS 3472 [13].

Eurokode 3, EN 1993-1-8 [9], gjelder for skruer i fasthetsklasse fra 4.6 til 10.9. Når det gjelder strekk- og momentpåkjennte skrueforbindelser, benytter denne standarden en beregningsmetodikk med halvempiriske formler, hvor kapasiteten bestemmes basert på ekvivalente T-forbindelser og beregnet bruddform. En slik forbindelse kan likevel gi flere beregningsmessige ekvivalente T-forbindelser med forskjellige bruddformer som gir forskjellige kapasiteter hver for seg. En forutsetning for at disse kapasitetene kan summeres er at forbindelsen har tilstrekkelig duktilitet og at likevekt i forhold til ytre krefter er intakt. Høyfaste skruer i fasthetsklasser 8.8 og 10.9 er mindre duktile i forhold til skruer i lavere fasthetsklasser, med høyere verdier for bruddtøyning. I oppgaven skal det diskuteres hvilken påvirkning bruk av høyfaste skruer har for kapasitetsberegninger i strekk- og momentpåkjennte forbindelser, og om det er tilstrekkelig duktilitet i forbindelsen til at kapasitetene kan summeres, uansett valg av fasthetsklasse for skruene.

Denne problemsstillingen kan sees på ved bruk av ikke-lineære numeriske analyser, og det foreslås at analyseprogrammet Abaqus benyttes, se punkt d nedenfor.

Oppgaven begrenses til kun å gjelde sammenføyninger med åpne tverrsnitt, og

innholdet er som følger:

- a) Litteraturstudium/fordypning i teori og regelverk. I tillegg: Sjekk om det finnes tilgjengelig bakgrunnsmateriale for Eurokode 3, vedr. skrueforbindelser. Sjekk om forsøksresultater fra prøving av åpne skrueforbindelser er tilgjengelig. Kartlegg annen litteratur om temaet.
- b) Utfør håndberegninger av forbindelsene basert på EC3 som skal brukes under punkt d.
- c) Bruk programvare dersom dette er tilgjengelig og/eller regneark basert på Eurokode 3, og utfør beregninger på forbindelser som skal brukes under punkt d. Resultater sjekkes mot punkt b.
- d) Numeriske analyser. Det ikke-lineære analyseprogrammet Abaqus brukes. Momenter: Kalibrer modell mot Eurokode 3. Utfør først analyser på rene og enkle T-forbindelser. Deretter, en bjelkeskjøt og til slutt en bjelke-søyleforbindelse som begge inneholder flere beregningsmessige (ref. punkt b og c) ekvivalente T-forbindelser med forskjellige bruddformer. Material for profiler og plater foreslås til fasthetsklasse S355. Material for skruer prøves i analysene i tre forskjellige fasthetsklasser, 8.8, 10.9 og en fasthetsklasse lavere enn 8.8. Last- forskyvningskarakteristikk for disse materialene skaffes.
- e) Sammenlign resultater. Studer belastningskapasitet, last-forskyvnings-/rotasjonsforløp, stivhet og rotasjonskapasitet. Gjør flere beregninger/analyser ved behov. Dersom tiden tillater det, prøv ut forskjellige materialtykkelser, skruedimensjoner osv. Systematiser data og resultater. Hvilke konklusjoner kan det trekkes?
- f) Forslå metodikk for utforming av sammenføyninger av profiler med åpent tverrsnitt. Hvilke geometriske parametre, materialegenskaper, responsforløp osv. er viktige å fokusere på for å sikre en god utforming og kapasitet av forbindelsen?

I samråd med veileder har vi imidlertid blitt enige om å utelukke bjelkeskjøt (under punkt d) fordi oppgaven var mer omfattende og tidkrevende enn først antatt. Bjelke-søyle-forbindelser anses som mest interessant og er derfor prioritert.

### 1.3 Organisering av oppgaven

I kapittel 2 av oppgaven skal vi først beskrive hvordan skrueforbindelser behandles i litteraturen og regelverk. Deretter skal vi benytte dette, og gjennomføre kapasitetsberegninger for et utvalg av sammenføyninger. Først betraktes noen enkle konstruksjonsdetaljer som er relevante for en bjelke-søyle-forbindelse, og deretter skal vi beregne en komplett delvis-momentstiv sammenføyning. Disse forbindelsene er presentert i kapittel 3.

I kapittel 4 gjennomfører vi håndberegninger for de aktuelle forbindelsene. Deretter skal vi beskrive hvordan kapasiteten til forbindelsene kan beregnes ved bruk av programvarer eller regneark, i kapittel 5, og i kapittel 6 analyserer vi forbindelsene ved bruk av det ikke-lineære elementanalyseprogrammet *Abaqus*.

Kapittel 7 er avsatt til sammenlikning og diskusjon av resultatene fra beregningene og analysene i de foregående kapitlene. Med bakgrunn i resultatene vil vi presentere noen anbefalinger til utforming av momentforbindelser i kapittel 8, og til slutt presenteres en konklusjon av oppgaven, i kapittel 9.





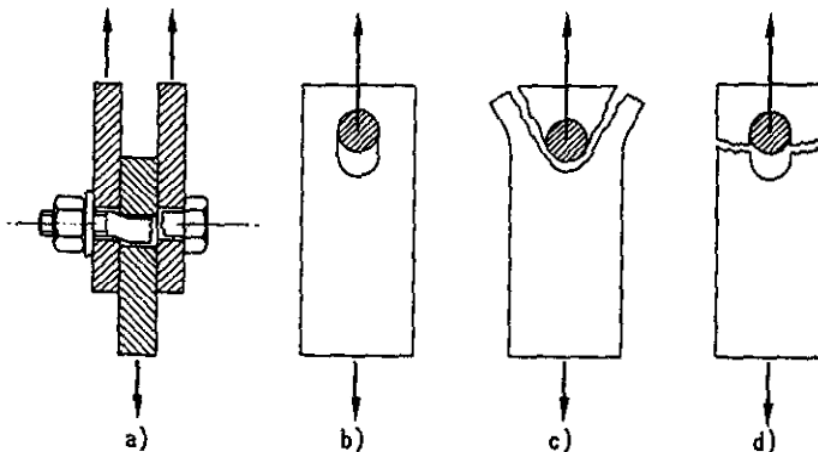
---

## 2 Bakgrunnsteori og regelverk

Skrueforbindelser klassifiseres i ulike typer forbindelser, avhengig av bl.a. last-situasjon, sammenføyingens komponenter og antall skruer. I dette kapittelet skal vi presentere de ulike skruеforbindelsene, og hvordan disse behandles i deler av litteraturen. Etter presentasjonen vil vi først ta for oss bakgrunnsteorien i tekstbøker, og til slutt beskrive hvordan skruеforbindelser behandles i regelverk.

### 2.1 Presentasjon av aktuelle skruеforbindelser

Det skilles først og fremst mellom *avskjæringsforbindelser* og *strekkeforbindelser*. Eksempelvis dersom bjelken i Figur 2 utsettes for en vertikal belastning (på tvers av skruenes akse), har vi en avskjæringsforbindelse. Belastningen medfører imidlertid også en momentforbindelse, der kapasitet mot avskjæring må kontrolleres. Skruene vil motstå skjærbelastningen samlet, som en skruеgruppe, og kapasiteten til skruеgrupper beregnes litt annerledes enn kapasiteten til enkeltskruer. Dette er nærmere beskrevet i avsnitt 2.2. Den dimensjonerte kapasiteten til en forbindelse tar alltid utgangspunkt i kapasiteten til en enkeltskruе. Avskjæringsforbindelser har fire mulige bruddformer, som illustrert i Figur 4, for en strekkbelastet skjõt med to lasker.



Figur 4: Aktuelle bruddformer for avskjæringsforbindelse, representert ved en laske-skjõt [4]. a) avskjæring av skrueskift, b) brudd i grunnmaterialet (gr.mat.) ved ovalisering, c) utrivning av gr.mat. og d) brudd i nettotverrsnittet til gr.materialet.

## 2.1 Presentasjon av aktuelle skrueforbindelser

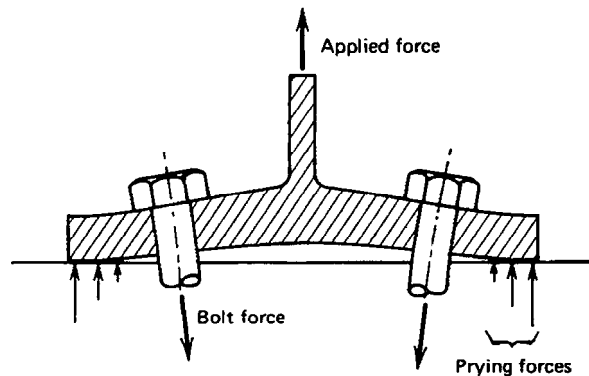
---

Figuren representerer hhv. bruddformene

- avskjæring av skrueskaftet,
- brudd ved kontakt mellom skrueskaft og hullkant,
- utrivning av grunnmaterialet og
- brudd i grunnmaterialets nettotverrsnitt.

Hvilken bruddform som blir dimensjonerende for skjærforbindelsen, avhenger av materialenes fasthet og dimensjoner.

Dersom bjelken i Figur 2 utsettes for en horisontal strekkbelastning (langs skrue-nes akse), har vi derimot en strekkforbindelse. En vertikal belastning (momentforbindelse) vil imidlertid også medføre strekkforbindelse for de øvre skrue- radene. En strekkbelastet enkeltskrue har kun én mulig bruddform, brudd i skrue- ns gjengede del, og kapasiteten avhenger følgelig av skrueskaftets tverrsnittsareal og materialfasthet. Denne kapasiteten er ikke så utfordrende å beregne, men ved dimensjonering av sammenføyninger med åpne tverrsnitt, er det ytterst viktig å behandle strekkbelastede skrue- r som skruegrupper. Når skrue- ne i en bjelke-søyleforbindelse (som i Figur 2) utsettes for strekkbelastning, kan det nemlig oppstå bøyedformasjoner i sammenføyningens øvrige deler. En slik skruegruppe anses som en spesiell type skrueforbindelse, kalt *ekvivalent T-forbindelse*. Den kalles

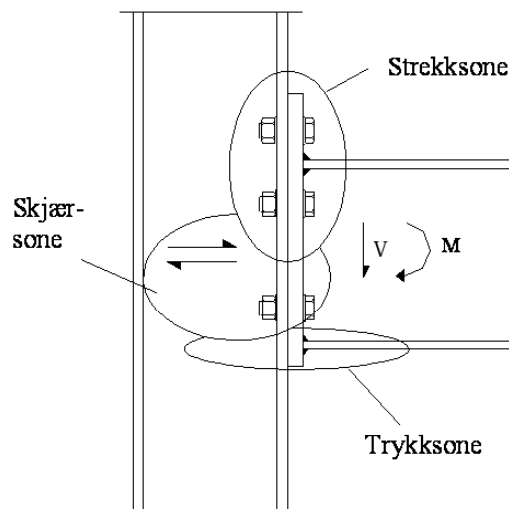


Figur 5: Ekvivalent T-forbindelse med hevarmkrefter (“prying forces”) som oppstår pga. bøyedeforماسjonen i flensene.

“ekvivalent” fordi T-forbindelsen kan representere alle skrue- radene, individuelt eller som gruppe, både på endeplatens og søylens side. Alle skrue- rader som utsettes for strekkbelastning må dermed behandles både individuelt og som del av en gruppe, i både søyleflensen og endeplaten, og den laveste av disse kapasitetene blir dimensjonerende for skrue- radens strekkkapasitet.

Ved bøyedeformasjoner i flensen av en strekkbelastet T-forbindelse vil det oppstå et kontakttrykk mellom flensen og underlaget, slik Figur 5 viser. Kontakttrykket kalles gjerne *hevarkraft* eller “*prying force*” på engelsk. Ved en likevektsbetraktning ser en at hevarmkreftene vil bidra til ytterligere strekkbelastning av skruene, i tillegg til den pålagte strekkraften. Disse kreftene er det viktig å ta hensyn til ved beregning av dimensjonerende strekklast for skrueraden. I bruddgrensetilstanden er det tre mulige bruddformer for en slik T-forbindelse, nærmere beskrevet i avsnitt 2.2. Kapasiteten til alle de strekkbelastede skrueradene kan i prinsippet summeres til en total kapasitet, med visse beregningsmessige begrensninger.

Beregning av ekvivalente T-forbindelser er altså sentralt ved kapasitetsberegning av knutepunkter med H- eller I-profiler. I tillegg må kapasiteten til knutepunktets øvrige komponenter kontrolleres for de opptredende kreftene. Dersom en bjelke-søyle-forbindelse eksempelvis utsettes for en momentbelastning, vil kun de øvre skrueradene utsettes for strekk, og beregnes som T-forbindelser. Belastningen vil medføre en trykksone ved bjelkens nedre flens, og en skjærsoner mellom bjelkeflensene, som illustrert i Figur 6.



Figur 6: Soneinndeling av momentbelastet bjelke-søyle-forbindelse.

Det er viktig å kontrollere alle de tre kritiske sonene til forbindelsen. I tillegg må sveisene mellom bjelken og endeplaten kontrolleres, men i denne oppgaven vil vi ikke betrakte sveisene. Dimensjonen på sveisene vil ha liten eller ingen betydning for forbindelsenes oppførsel.

## 2.2 Bakgrunnsteori

For å få en dypere forståelse av skrueforbindelser og deres dimensjoneringsregler, ser vi nærmere på bakgrunnsteorien i litteraturbøker. Støttelitteratur som er benyttet finnes i referanselisten.

### 2.2.1 Skruenes egenskaper

Før vi ser nærmere på dimensjonering av skrueforbindelsene, skal vi beskrive skruenes egenskaper og hvordan egenskapene betegnes. I Norge benyttes stort sett skruer i fasthetsklasse 4.6, 8.8 og 10.9, og vi vil kun betrakte disse fasthetsklassene i denne oppgaven. Skruer i fasthetsklasse 8.8 er definitivt mest brukt. Betegnelsene for fasthetsklassene er bygget opp etter følgende regel.

1. siffer =  $\frac{f_{ub,nom}}{100}$  ( $N/mm^2$  eller  $MPa$ )
2. siffer =  $\frac{f_{yb,nom}}{f_{u,nom}} \cdot 10$

$f_{yb,nom}$  og  $f_{ub,nom}$  er hhv. skruens nominelle flytegrense og strekkfasthet, også kalt flytespenning og bruddspenning. Produktet av de to sifrene tilsvarer 10% av nominell flytespenning,  $f_{yb,nom}$ . Eksempelvis har en 8.8 – skrue strekkfastheten

$$f_{ub} = 8 \cdot 100 = 800 \text{ MPa} , \text{ og flytespenningen}$$

$$f_{yb} = \frac{8}{10} \cdot 800 = 640 \text{ MPa} .$$

Det stilles også krav til skruenes bruddforlengelse,  $\delta_5$ , altså den nominelle tøyningen av skruene ved brudd. Dette betegnes også som *duktilitet*. Alle disse egenskapene er oppsummert i Tabell 1.

Tabell 1: Fasthetverdier for skruematerialer.

Fasthetsklasse:	4.6	8.8	10.9
$f_{ub,nom}$ (MPa)	400	800	1000
$f_{yb,nom}$ (MPa)	240	640	900
$\delta_5$ (%)	22	12	9

Det skilles mellom stålkonstruksjonsskruer (fasthetsklasse 4.6) og høyfaste stålkonstruksjonsskruer (fasthetsklasse 8.8 og 10.9). De sistnevnte har en betydelig høyere strekkfasthet, som Tabell 1 tilsier, grunnet produksjonsmetoden og karbo-

ninnholdet i stålet. De er også betydelig stivere, da bruddforlengelsen er omtrent halvparten av forlengelsen til 4.6 – skruene. Duktiliteten og styrken avhenger altså av karboninnholdet. Stål med høyt karboninnhold har en høy styrke, men er lite duktilt. Stål med lavt karboninnhold har lav styrke og er relativt duktile, eller tøyelige.

Valg av skruemateriale kan foretas uavhengig av grunnmaterialets fasthetsklasse, men det er vanlig at mutterens fasthetsklasse tilpasses skruen. For stålkonstruksjoner benyttes oftest sekskantskruer (sekskantet skruehode), og i Norge benyttes som regel skruer med metriske dimensjoner. Eksempelvis betyr M20 – 8.8 en metrisk skrue med skaftdiameter 20 mm og fasthetsklasse 8.8. Det stilles krav til dimensjoner på skruehode, gjenger og mutter. Ved beregningene i denne oppgaven er Tingstads “Tekniske katalog” [16] benyttet til bestemmelse av disse dimensjonene.

For enkelte skrueforbindelser er det viktig å forspenne skruene med en gitt kraft. Dette er spesielt viktig for strekkbelastede forbindelser og forbindelser med vekslende last. Forspenningen tilpasses skruens fasthet, og den tilsvarer nesten 90% av flytegrensen. I skrueforbindelser som krever forspenning, bør det benyttes høyfaste skruer. Det benyttes noe høyere forspenningskraft for 10.9 – skruer enn for 8.8 – skruer. Forspenningskraften, eller *prøvelasten*  $F_{p,Cd}$  skal være

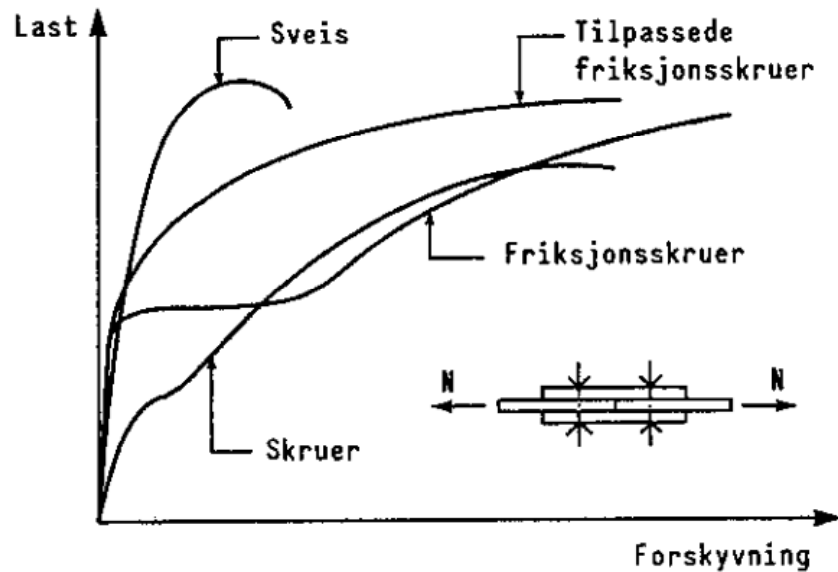
$$\begin{aligned} F_{p,C} &= 0.72f_{ub}A_s && \text{for 8.8 – skruer og} \\ F_{p,C} &= 0.78f_{ub}A_s && \text{for 10.9 – skruer} \end{aligned} \quad (1)$$

der  $f_{ub}$  er skruens nominelle strekkfasthet (jfr. Tabell 1) og  $A_s$  er skruens *spenningsareal*, som beskrives nærmere i det neste avsnittet. Prøvelasten (1) er altså ikke den dimensjonerende forspenningskraften, men tiltrekkingskraften som kreves ved utførelse av stålkonstruksjoner.

### 2.2.2 Avskjæringsforbindelser

Skrudde avskjæringsforbindelser kan inndeles i forskjellige typer, avhengig av deres utforming. Disse kan ha vesentlig forskjellig stivhetsegenskaper. Vi vil derfor først se på en sammenlikning av last-forskyvningskarakteristikken for en skjærbelastet laskeskjøl, utført med de vanligste forbindelsesmidlene. Her er også sveis tatt med i betraktningen, og sammenlikningen er vist i Figur 7.

Det er tydelig at sveis er det stiveste forbindelsesmiddelet for alle lastnivåer. Dersom en benytter forspente skruer med liten klaring i skruehullet (tilpassede friksjonsskruer jfr. Figur 7), oppnår man en lastoverføring ved friksjon mot



Figur 7: Deformasjonskarakteristikk for skjærforbindelse med de vanligste forbindelsesmidlene [4].

grunnmaterialet samt liten forskyvning i skruehullet. Det betyr at forskyvningen først blir merkbar når skruematerialet flyter i skjærnittet. Forspente skruer med normal klaring i skruehullet (friksjonsskruer jfr. Figur 7) har også en betydelig stivhet for lave lastnivåer, men stivheten reduseres betraktelig når lasten overstiger friksjonskapasiteten. Da vil skruen gli i skruehullet, og den forspente skruen vil oppføre seg som en skruue uten forspenning. Vi ser altså at ved høye lastnivåer har tiltrekkingskraften liten eller ingen betydning for deformasjonen og bruddkapasiteten til skruerforbindelsene. Skruer uten forspenning (skruer jfr. Figur 7) har ingen friksjonskapasitet, og får større forskyvning ved lave laster, men forskyvningen er ikke større enn for friksjonsskruene når avskjæringskapasiteten til skruen er nådd. Grunnet disse stivhetsvariasjonene vil man vanligvis ikke benytte ulike forbindelsesmidler i samme forbindelse. De stiveste midlene vil da kunne oppnå sin bruddlast før de øvrige midlene har fått mobilisert sin kapasitet.

Avskjæringsforbindelser med forspenning kan altså betegnes som *friksjonsforbindelser*, jfr. Figur 7. Denne betegnelsen har kun betydning for lave lastnivåer, før glidning i skruehullet. Lastnivået som tilsvarer glidning betegnes derav *friksjonskapasiteten*, og den er basert på hvilefriksjonen mellom flatene til komponentene som sammenføyes. Ved lave lastnivåer (nedre venstre del av Figur 7) har friksjonsforbindelser vesentlig høyere stivhet enn avskjæringsforbindelser uten fors-

penning, og det er ønskelig å benytte seg av denne stivheten i konstruksjoner hvor deformasjonene må begrenses. Man dimensjonerer altså for hvilefriksjonen mellom komponentene og ikke for avskjæringskapasiteten til skruen. For å begrense deformasjonene (oppnå tilstrekkelig friksjon og ingen glidning) må det benyttes relativt store høyfaste skruer i forhold til skjærbelastningen. Det betyr at skruene er overdimensjonert med tanke på brudd. Friksjonskapasiteten til en skjærforbindelse er mye lavere enn skruens avskjæringskapasitet. Dette innebærer at friksjonskapasiteten er av interesse i *bruksgrensetilstanden*, der det dimensjoneres for krav til forbindelsens bruk, eksempelvis en gitt deformasjon. I denne oppgaven skal vi derimot betrakte *bruddgrensetilstanden*, der det dimensjoneres for brudd i forbindelsens komponenter. Derfor vil ikke friksjonsforbindelser (ved lave lastnivåer) være av interesse, men avskjæringsforbindelser med og uten forspenning skal behandles (i bruddgrensetilstanden).

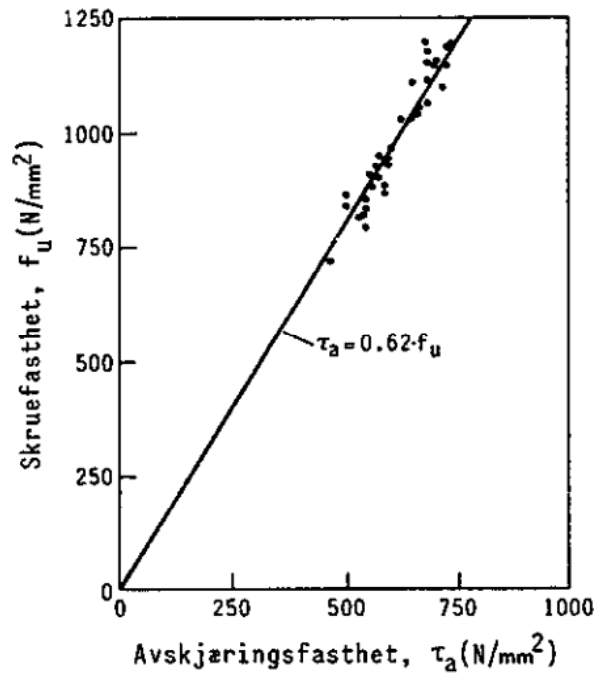
### Avskjæring av skrue

En avskjæringsforbindelse må dimensjoneres for alle bruddformene som er vist i Figur 4. I skrueforbindelsene vi betrakter i denne oppgaven, er det skrueskaftets kapasitet mot avskjæring (bruddform a) som er mest relevant. Denne kapasiteten er uavhengig av hvor kraftig skruens mutter er trukket til og klaringen i skruehullet,

$$F_{v,Rd} = \frac{\tau_a A_a}{\gamma_{M2}}, \quad (2)$$

der  $A_a$  er skruens areal i avskjæringssnittet og  $\gamma_{M2}$  er en reduksjonsfaktor. Avhengig av dimensjonene til skruen kan avskjæringssnittet gå gjennom skruens gjengede eller ugjengede del. Arealet av skruens gjengede del betegnes som spenningsarealet,  $A_s$ , og dette utgjør omlag 75–80% av skaftarealet. Eksempelvis har en M16 – skrue skaftarealet  $A = \pi r^2 = \pi 8^2 \simeq 201 \text{ mm}^2$  og spenningsarealet  $A_s = 157 \text{ mm}^2$ . Følgelig er skruens kapasitet betydelig redusert dersom dimensjonene er valgt slik at avskjæringssnittet går gjennom den gjengede delen av skruen ( $A_s$ ).

Avskjæringsfastheten,  $\tau_a$ , er bestemt fra forsøk som viser at det er en lineær sammenheng mellom skruens strekkfasthet og avskjæringsfasthet. Denne sammenhengen er vist i Figur 8. Forsøkene i figuren er forøvrig utført med høyfaste skruer, fasthetsklasse 8.8 og 10.9. Fra figuren og likning (2) betyr dette at skruens dimensjonerende kapasitet per avskjæringssnitt er



Figur 8: Avskjæringsfasthet til en skrue som funksjon av skruens strekkfasthet, bestemt fra forsøk [4].

$$F_{v,Rd} = \frac{0.62 f_{ub} A_a}{\gamma_{M2}}, \quad (3)$$

der  $f_{ub}$  er skruens nominelle strekkfasthet. Kapasiteten er som sagt uavhengig av forspenning og klaringen i skruehullet, og den kan anses som enden av kurvene i Figur 7. Avskjæringsforbindelser med skruer har altså rimelig duktilitet før brudd i forhold til sveiste forbindelser.

For skrueforbindelser med flere skruer, kalt skruegrupper, kan den totale avskjæringskapasiteten prinsipielt summeres for alle skruene. Men høyfaste skruer har ikke tilstrekkelig duktilitet i skjær til at samtlige skruer kan deformeres til anslag mot grunnmaterialet. Det anbefales derfor at kapasiteten mot hullkanttrykk er mindre enn skruens avskjæringskapasitet, slik at forbindelsen får en duktil oppførsel.

### Trykk mot hullkant

De neste bruddformene i Figur 4 kan samlet betegnes som trykk mot hullkant. Kontaktpenningen mellom skruen og grunnmaterialet har en meget komplisert



fordeling, og det er vanlig å erstatte denne med et jevnt fordelt hullkanttrykk for å forenkle beregningsgangen. Man ønsker vanligvis at bruddet inntreer i form av ovalisering av skruehullet, jfr. bruddform b) i Figur 4. Derfor settes det minimumskrav til skruehullets kantavstander og avstander mellom hullene. For hullkanttrykk vil forspente skruer ha en kapasitetsøkning. Dette skyldes til dels at noe av lasten vil overføres ved friksjon, men hovedsaklig at hullkantmaterialet får en tredimensjonal spenningstilstand, grunnet forspenningen. Denne virkningen er ivare tatt av regelverket.

For skruegrupper er det nødvendig å vurdere kapasiteten av grunnmaterialet ved utrivning. For bjelke-søyle-forbindelsene (momentforbindelser) det skal fokusere på i denne oppgaven er ikke kapasitet mot hullkanttrykk relevant. Trykk mot hullkant og brudd i grunnmaterialet vil kun være av interesse der dimensjonene til grunnmaterialet (tykkelse og kantavstander) er betydelig mindre enn dimensjonen til skruene. Kapasitetsreglene for hullkanttrykk er forøvrig mindre kompliserte, og vi vil ikke utdype disse bruddformene (av grunnmaterialet) i oppgaven.

### 2.2.3 Strekkforbindelser

En strekkbelastet enkeltskrue har kun én mulig bruddform; brudd i skruens gjengede del. Strekkkapasiteten  $F_{t,Rd}$  kan dermed uttrykkes ved

$$F_{t,Rd} = \frac{0.9 f_{ub} A_s}{\gamma_{M2}} \quad (4)$$

der  $f_{ub}$  og  $A_s$  er hhv. skruens materialfasthet og spenningsareal. Disse parameterne er beskrevet i de tidligere avsnittene. I henhold til god konstruksjonspraksis, anbefales det kun å benytte forspente skruer i strekkforbindelser [4], fordi forspenningen vil medføre mindre deformasjoner ved lave lastnivåer. Det er spesielt viktig å forspenne skruene ved vekslende last, slik at forbindelsene ikke får vekslende deformasjoner eller "slark". Anbefalingen av forspenning i strekkforbindelser innebærer at man sjelden benytter 4.6 – skruer, da de ikke er høyfaste. Vi ser imidlertid av likning (4) at forspenningen ikke har betydning for strekkkapasiteten til en skrue.

### Strekkbelastet T–forbindelse

Ved dimensjonering av skrueforbindelser skal det tas hensyn til eventuelle spenningsomlagringer på grunn av deformasjoner i forbindelsen, og den såkalte hevar-

meffekten beskrevet i avsnitt 2.1, er et viktig eksempel. Den kan få stor betydning for kapasiteten til forbindelsen. Når en skruegruppe utsettes for strekkbelastning, kan det altså oppstå bøyedeformasjoner i sammenføyningens øvrige deler, så fremt grunnmaterialet ikke er svært tykt. Hevarmkreftene som kan oppstå må man ta høyde for ved kapasitetskontroll av skruene. En strekkforbindelse med bøyedeformasjoner betraktes altså som en T-forbindelse, eller et sett av T-forbindelser.

Denne typen strekkforbindelse innebærer en komplisert beregningsmetodikk, og det foreligger lite beskrivende litteratur om temaet. Strekkforbindelser med bøyedeformasjoner har vesentlig betydning for bjelke-søyle-forbindelsene vi skal fokusere på i oppgaven. Kapasiteten til en ekvivalent T-forbindelse vil ikke begrenses av kun skruenes eller grunnmaterialets kapasitet. Grunnet kontaktrykket, eller hevarmkraften, som opptrer mellom T-ens flens og underlaget, kan T-forbindelsen få en kombinert bruddform. De tre bruddformene er beskrevet under.

### Bruddform 1

Ved sterke skruer og svak flens fås full plastifisering av flensen, både ved skruene og ved steget, uten brudd i skruene (venstre del av Figur 9). Disse snittene som kan oppnå flytning, betegnes hhv. som snitt 1-1 og snitt 2-2.

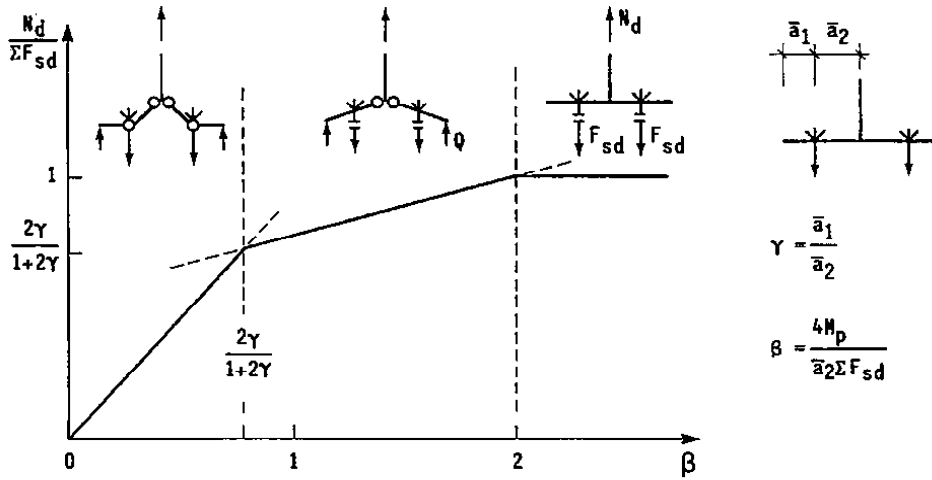
### Bruddform 2

Ved tilpasset kapasitet av flens og skruer fås plastifisering i flensen inne ved steget (snitt 2-2) og samtidig brudd i skruene (midtre del av Figur 9). Det er gjerne ønskelig å "oppnå" denne bruddformen ved dimensjonering, fordi det betyr at hverken flensen eller skruene er overdimensjonert, og man oppnår en duktil oppførsel før brudd, slik at det gis et forvarsel om at noe alvorlig kan komme til å skje.

### Bruddform 3

Ved svake skruer og sterk flens fås ordinært strekkbrudd i skruene. Hevarmeffekten er dermed neglisjerbar (høyre del av Figur 9).

Diagrammet i Figur 9 kan benyttes til bestemmelse av T-ens bruddform, som avhenger av forholdet mellom flensens plastiske momentkapasitet, skruenes strekkkapasitet og geometrien. Den nominelle avstanden fra enden av flensen til midten av skruen,  $a_1$ , og fra skruen til T-ens steg,  $a_2$ , skal erstattes av de beregningsmessige avstandene  $\bar{a}_1$  og  $\bar{a}_2$ . Den sistnevnte representerer avstanden mellom de plastiske snittene 1-1 og 2-2. Snitt 2-2 legges i en avstand  $0.8r$  fra steget, eller



Figur 9: En T-forbindelse har tre mulige bruddformer, avhengig av utformingen [4].

ved sveisens tå dersom T-en er sveiset. Altså er

$$\bar{a}_2 = \begin{cases} a_2 - 0.8r & \text{for valsede profiler} \\ a_2 - 0.8a\sqrt{2} & \text{for kilsveist steg} \\ a_2 & \text{for K-sveist steg} \end{cases}, \quad (5)$$

og

$$\bar{a}_1 = \min \left\{ \begin{array}{l} a_1 \\ 1.25 \bar{a}_2 \end{array} \right. . \quad (6)$$

Strekkapasiteten til en enkeltskrue er definert i likning (4), og skruenes samlede strekkapasitet er dermed

$$\sum F_{sd} = \sum F_{t,Rd} .$$

Fra fasthetslæren [3] har vi tverrsnittsmoduleen, eller motstandsmomentet, for rektangulære tverrsnitt i plastisk tilstand,

$$W_p = \frac{bt^2}{4} .$$

Den plastiske momentkapasiteten til flensen er dermed gitt ved

$$M_p = f_y W_p = \frac{f_y b t^2}{4}, \quad (7)$$

der  $f_y$  er flytespenningen til materialet i flensen,  $t$  er tykkelsen til flensen, og  $b$  er lengden eller dybden til T-forbindelsen.

Ved beregning av parameterne i Figur 9 kan nå bruddformen bestemmes. Dersom T-forbindelsen vil oppnå bruddform 1 bestemmes kapasiteten fra flensens plastiske momentkapasitet, summert for de fire snittene,

$$N_d = \frac{4M_p}{\bar{a}_2} = \beta \sum F_{sd} ,$$

eller

$$F_{T,1,Rd} = \frac{4M_p}{\bar{a}_2} = \beta \sum F_{t,Rd} . \quad (8)$$

Vi ønsker å benytte notasjonen i likning (8) da denne benyttes i Eurokode 3. Parameteren  $\beta$  er altså gitt i Figur 9.

Kapasiteten ved bruddform 2 bestemmes fra en likevektsbetraktning mht. kraft og moment for den ene halvdel av T-en. Løst for kraften  $N_d$ , eller  $F_{T,2,Rd}$ , gir dette

$$F_{T,2,Rd} = \frac{2M_p + \bar{a}_1 \sum F_{t,Rd}}{\bar{a}_1 + \bar{a}_2} = \sum F_{t,Rd} \frac{\beta + 2\gamma}{2 + 2\gamma} , \quad (9)$$

der også  $\gamma$  er gitt i Figur 9.

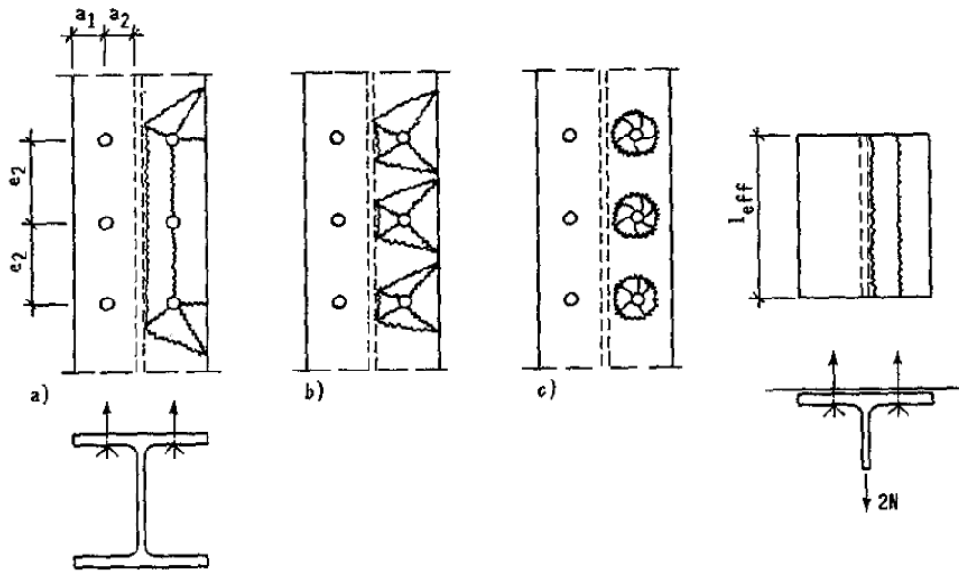
Kapasiteten av T-forbindelsen, ved bruddform 3, er kun gitt av kapasiteten til skruene, altså

$$F_{T,3,Rd} = \sum F_{t,Rd} = 2 \cdot \frac{0.9f_{ub}A_s}{\gamma_{M2}} , \quad (10)$$

jfr. likning (4). Bruddformen og kapasiteten til T-forbindelsen kan altså bestemmes av de to parameterne. For  $\beta \geq 2$  har vi bruddform 3, for  $\beta \leq \frac{2\gamma}{1+2\gamma}$  har vi bruddform 1, og mellom disse grensene får vi bruddform 2, som vist i diagrams form i Figur 9.

I denne beregningen er det plastiske momentet  $M_p$  i flensen antatt konstant, altså ingen reduksjon ved skruehullene. Det er heller ikke tatt hensyn til skjærkrefter som vil redusere det plastiske momentet. Dersom man ønsker å endre de antakelsene, medfører det kun små endringer i likningene for bruddform 1 og 2. Dette er imidlertid gjort for kapasitetsreglene i regelverket, som omtales i avsnitt 2.3.4. T-forbindelsens lengde (eller dybde)  $b$  i likning (7) er forutsatt så liten at flytelinjene i de plastifiserte snittene 1-1 og 2-2 opptrer parallelt med lengden  $b$ . Ved lengre T-forbindelser, eksempelvis i en søyle eller endeplate, kan flytelinjene få et mer komplisert forløp, slik Figur 10 viser. T-forbindelsen er nå sett ovenfra. De nominelle avstandene  $a_1$  og  $a_2$  er som tidligere, og lengden  $b$  kan sammenliknes med  $l_{eff}$  i Figur 10.

I praksis kan kapasiteten av en søyleflens (jfr. Figur 10) beregnes ved en flytelinjeberegning for hver av de tre mekanismene i figuren, men dette er meget



Figur 10: Mulige flytemekanismer i en søyleflens belastet av strekkpåkjennte skruer [4].

arbeidskrevende. I stedet benytter man gjerne halvempiriske formler for å løse problemet. Man tar da utgangspunkt i T – forbindelsen i Figur 9 og innfører en *effektiv lengde*,  $l_{eff}$ , av forbindelsen. Denne lengden erstatter T-ens opprinnelige lengde  $b$  og dette medfører at man automatisk benytter den svakeste av mekanismene i Figur 10. Lengden representerer den summerte lengden av flytelinjene, og innført i likning (7) får en den totale plastiske momentkapasiteten til flensen. Den effektive lengden er altså en fiktiv lengde, og ikke den fysiske lengden av konstruksjonsdelen den representerer. Den plastiske momentkapasiteten kan på samme måte betegnes som en effektiv kapasitet. Beregning av slike effektive lengder er basert på forsøksdata, og derfor betegnes kapasitetsreglene som halvempiriske.

Kapasitetsberegningene kan nå gjennomføres som tidligere beskrevet, enten for hver av de tre bruddformene, eller ved bruk av parameterne  $\gamma$  og  $\beta$ . Den plastiske momentkapasiteten  $M_p$  avhenger av den effektive lengden, og  $l_{eff}$  summeres med et bidraget fra hver skruerad. Kapasiteten skal imidlertid beregnes for hver individuelle skruerad ( $\Delta l_{eff}$ ), og alle skrueradene summert som en gruppe,  $l_{eff}$ , ihht. Figur 10. Ved skruegrupper beregnes bidraget fra hver skruerad litt annerledes enn for individuelle rader. Vi ønsker å forholde oss til notasjonen i Eurokode 3, og benytter i stedet  $l_{eff}$  for en individuell skruerad, og  $\sum l_{eff}$  for en gruppe skruerader. Som vi ser i Figur 10, mekanisme a), må man skille mellom bidraget til den effektive lengden fra ytre og indre skruerader. Eksempelvis er den effektive

lengden av den øverste (ytre) skrueraden

$$l_{eff} = \min \begin{cases} 0.5e_2 + 2\bar{a}_2 + 0.625a_1 & \text{flytemekanisme a)} \\ 4\bar{a}_2 + 1.25a_1 & \text{flytemekanisme b)} \\ 2\pi\bar{a}_2 & \text{flytemekanisme c)} \end{cases} \quad (11)$$

og for den midterste (indre) raden

$$l_{eff} = \min \begin{cases} e_2 & \text{flytemekanisme a)} \\ 4\bar{a}_2 + 1.25a_1 & \text{flytemekanisme b)} \\ 2\pi\bar{a}_2 & \text{flytemekanisme c)} \end{cases} \quad (12)$$

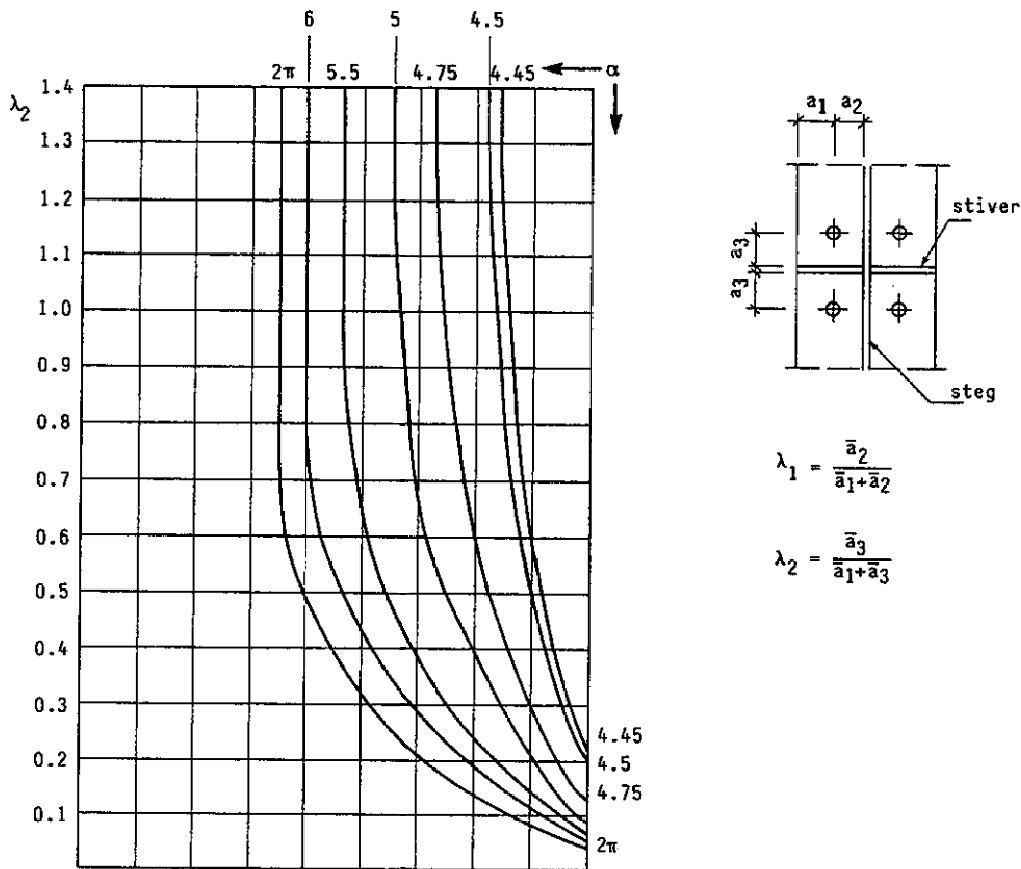
For skruer nær en horisontal stiver i søyle (som forbindelse (b) i Figur 3) og skruer i en endeplate beregnes de effektive lengdene på tilsvarende måte, for de respektive flytemekanismene som kan oppstå. Lengden kan utledes på samme måte for skruer nær stiver og for skruer i endeplater. Ved betraktning av skruer i en endeplate vil da strekkflensen til bjelken representere stiveren. Ved beregning av  $l_{eff}$  må man i tillegg til skruenes kantavstander ta hensyn til stiverens skruavstand  $a_3$ . Flytemekanismene rundt skruene inntil stiveren endrer form, avhengig av alle kantavstandene. Dette er ivaretatt da bidraget til den effektive lengden fra skruene inntil en stiver baseres på parameteren  $\alpha$ , som bestemmes fra diagrammet i Figur 11. Parameteren avhenger av forholdet mellom de beregningsmessige kantavstandene, og bestemmes ved interpolasjon mellom kurvene. Avstanden  $\bar{a}_3$  beregnes på samme måte som  $\bar{a}_2$ , altså ved å ta høyde for radien til søyleprofilen eller sveisen til endeplaten.

Ved beregning av  $M_p$  for en søyleflens, skal det også tas hensyn til aksialspenningen i søylen grunnet aksiallast og/eller moment. I litteraturen gjøres dette ved å benytte en redusert flytespenning

$$\bar{f}_y = \begin{cases} f_y & \text{for } \sigma \leq 180 \text{ N/mm}^2 \\ f_y \frac{2f_y - 180 - \sigma}{2f_y - 360} \leq f_y & \text{for } 180 \text{ N/mm}^2 < \sigma \leq f_y \end{cases} \quad (13)$$

for søylematerialet, der  $\sigma$  er aksialspenningen i flensen. Oppsummert betyr dette at kapasiteten til en søyleflens som kan utsettes for bøyedeformasjoner grunnet strekkpåkjennte skruer, avhenger av skruenes kapasitet i strekk, flensens plastiske momentkapasitet per lengdeenhet og skruenes beregningsmessige kantavstander. Ved innføring av effektiv lengde og redusert flytespenning i likning (7) er den plastiske momentetkapasiteten til søyleflensen, betraktet for alle skrueradene, gitt ved

$$M_p = \frac{\bar{f}_y \sum l_{eff} t^2}{4 \gamma_{M0}} \quad (14)$$



Figur 11: Diagram for  $\alpha$ -verdi for skruer nær en stiver [4]. Diagrammet er opprinnelig fra regelverket [9].

der  $t$  er flensens tykkelse og  $\gamma_{M0}$  er en reduksjonsfaktor. For en endeplate er momentkapasiteten definert uten redusert flytespenning.

Et avgjørende spørsmål for sammenføyninger, er hvorvidt kapasiteten til de individuelle T-forbindelsen virkelig kan summeres til en total kapasitet. For eksempel kan man i strekksonene til en momentbelastet bjelke ha en skruerad over bjelkeflensen og en under, og disse kan ha ulik bruddform. Er det da gitt at strekklasten fordeles jevnt på de to ekvivalente T-ene og at kapasitetene kan summeres? Og for en bjelke utsatt for uniform strekkbelastning med flere skruerader, er det gitt at skrueradene får lik belastning og at kapasitetene kan summeres? Generelt kan en plastisk dimensjonering baseres på en hvilken som helst fordeling av skruerekraftene, forutsatt at skruene har tilstrekkelig duktilitet til å realisere den

valgte fordelingen, og at fordelingen opprettholder likevekt med de ytre kreftene. Dette betyr altså at kreftene vil fordeles slik at alle skruer plastifiseres før de første skruene oppnår brudd. Som beskrevet i starten av dette avsnittet, anbefales det å benytte høyfaste skruer i strekkforbindelser, og disse er ikke spesielt duktile. Dette innebærer at 8.8 – skruer muligens er best egnet til bjelke-søyle-sammenføyninger og at de stiveste skruene, 10.9 – skruer, kanskje ikke har tilstrekkelig duktilitet til at skrueradenes kapasitet kan summeres. I regelverket er det imidlertid antatt at begge de høyfaste skruetyperne har tilstrekkelig duktilitet.

Her kan det altså være grunnlag for å vurdere påliteligheten til dimensjoneringsreglene. Etter at vi har gjennomført beregninger etter regelverket og ikke-lineære elementanalyser, vil vi diskutere dette nærmere i slutten av oppgaven. Høyfaste skruer bør imidlertid forspennes, men forsøk har vist at den initiale forspenningen har liten eller ingen innflytelse på den maksimale skruefasten til en T–forbindelse, som for enkeltskruer.

### 2.2.4 Øvrige komponenter i sammenføyninger

I bjelke-søyle-forbindelser er det ønskelig at bruddet oppstår i konstruksjonskomponentene, og ikke i forbindelsen mellom disse. Dette innebærer at bjelken eller søylen bør ha lavere kapasitet mot snittkreftene enn skrueforbindelsene, eller T–forbindelsene, som er omtalt i forrige avsnitt. Kapasiteten av konstruksjonskomponentene må kontrolleres for

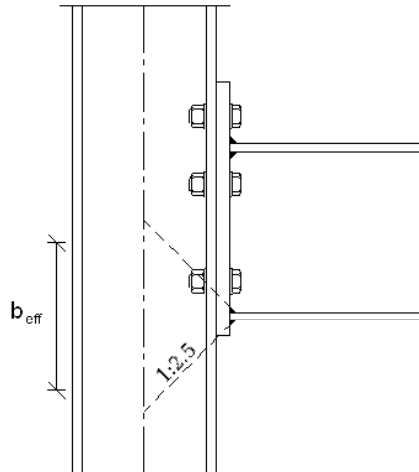
- trykk-, strekk- og skjærbelastning i søylesteget,
- trykkbelastning i bjelkens flens og steg, og
- strekkbelastning i bjelkesteget.

På samme måte som T–forbindelsen baserer trykk- og strekkkapasiteten til komponentene seg på en effektiv bredde  $b_{eff}$ . Man tenker seg en lastoverføring mellom komponentene som fordeles på et effektivt areal. Eksempelvis for trykkbelastning av søylesteget benyttes den effektive bredden

$$b_{eff,c,wc} = t_{fb} + 2a_b\sqrt{2} + 5(t_{fc} + r_c) + s_p \quad (15)$$

som vist i Figur 12. Her er  $t_{fb}$  tykkelsen til bjelkeflensen,  $a_b$  er størrelsen til sveisen mellom bjelkeflensen og endeplaten,  $t_{fc}$  er tykkelsen til søyleflensen, og  $r_c$  er radien til søyleprofilen. Indeksene kommer av de engelske ordene. Eksempelvis  $c$ ,  $wc$  betyr “*compression, column web*”, eller trykk i søylens steg. De øvrige indeksene er beskrevet i notasjonen, bakerst i oppgaven. Dersom søylen er et sveiset profil





Figur 12: Lastutstråling og effektiv bredde ved kapasitetskontroll av et trykkbelastet søylesteget.

erstattes  $r_c$  med  $a_c\sqrt{2}$ .  $s_p$  er den antatte bredden av lastutstrålingen i endeplaten, med en antatt helning 1:1 eller  $45^\circ$ . Denne skal minst være lik platetykkelsen  $t_p$ , og maksimalt  $2t_p$  dersom endeplaten er lang nok under bjelkens trykkflens. Tallet 5 i likning (15) indikerer at lastutstråling fra endeplaten til søylesteget, jfr. Figur 12, har en antatt helning 1:2.5.

Arealet av den effektive bredden ganget med søylestegets tykkelse benyttes nå til å finne stegets kapasitet. Det må imidlertid tas høyde for eventuelle aksialspenninger i søylen grunnet aksiallast og/eller moment. På samme måte som for T-forbindelsen kan dette gjøres ved å benytte en redusert flytespenning  $\bar{f}_y$ . I tillegg må en ta hensyn til skjærbelastningen i søylesteget. Dette gjøres ved å benytte en reduksjonsfaktor  $\omega$  som beregnes fra den effektive bredden og skjæraarealet til søylen (se under). Til slutt må man vurdere muligheten for at steget i søylen kan knekke. Det benyttes nok en reduksjonsfaktor,  $\rho$ , som baseres på søylestegets slankhet.

Strekkkapasiteten til søylesteget beregnes på tilsvarende måte som trykksonen, men den effektive bredden beregnes litt annerledes. For skrueforbindelser kan den antas lik som  $\sum l_{eff}$  for den ekvivalente T-forbindelsen som representerer søyleflensen. Reduksjonsfaktoren for samvirke med skjær skal inngå.

Skjærkapasiteten til søylesteget baseres kun på søylens flytespenning og skjæraareal. For I- og H-profiler kan arealet av søylesteget prinsipielt betraktes som skjæraarealet. Flensene motstår aksial- og momentbelastning, men de har neglisjerbar kapasitet mot skjær.

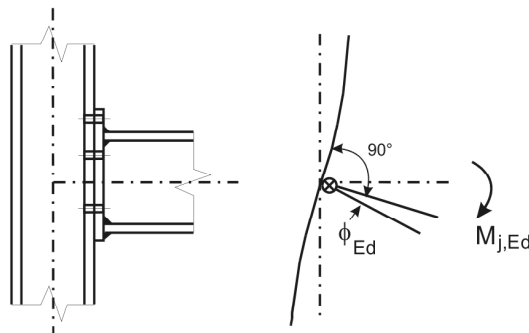
Bjelkestegets kapasitet mot strekkbelastning beregnes på samme måte som søylestegets strekksone. Den effektive bredden beregnes på samme måte som den effektive lengden av T-forbindelsen som representerer bøyedeformasjon av endeplaten. Det tas imidlertid ikke hensyn til skjærkrefter i bjelken. Bjelkens kapasitet mot trykk (i flens og steg) baseres på den plastiske momentkapasiteten til bjelkens tverrsnitt.

Disse tverrsnittsberegningene er ikke direkte knyttet til kapasitet av skrueforbindelser, og vi beskriver derfor ikke detaljene ytterligere. Ved beregningene av forbindelsene senere i oppgaven inkluderes imidlertid kapasitetsberegning av tverrsnittene, da disse kan bli dimensjonerende for den totale kapasiteten. Som beskrevet i starten av dette avsnittet er det forøvrig ønskelig at disse er dimensjonerende for sammenføyningen.

### 2.2.5 Rotasjonsstivhet og duktilitet av forbindelser

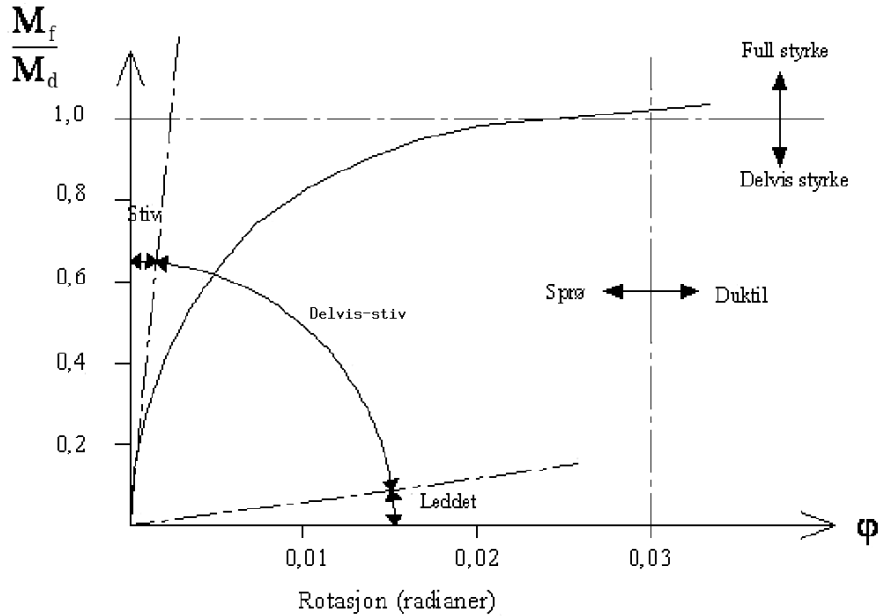
Ulike stålsorter har en viss duktilitet avhengig av stålqualiteten, eller karboninnholdet, som beskrevet i avsnitt 2.2.1. Et duktilt materiale er et materiale som oppnår en relativt stor tøyning før brudd, også kalt bruddforlengelse. I motsatt fall, dersom materialet har en relativt liten bruddforlengelse, klassifiseres materialet som sprøtt. Sammenføyninger, eller forbindelser, kan klassifiseres på samme måte. Duktiliteten til en forbindelse sier altså noen om smidigheten til forbindelsen.

For en momentforbindelse er det naturlig å betrakte duktiliteten som et forhold mellom momentbelastningen og rotasjonen i forbindelsespunktet. Rotasjonen betegnes således som den relative rotasjonen mellom søylen og bjelken som illustrert i Figur 13.



Figur 13: Relativ rotasjon mellom bjelke og søyle i en delvis-stiv momentforbindelse.

Moment-rotasjonskarakteristikken til de ulike forbindelsestypene er vist i Figur 14. Den vertikale aksen i figuren representerer momentbelastningen i forbindelses-



Figur 14: Moment-rotasjonskarakteristikk for stiv, delvis-stiv og leddet forbindelse.

punktet  $M_f$ , som andel av forbindelsens totale momentkapasitet  $M_d$ . Ved verdien 1.0 er altså *momentkapasiteten* og brudd oppnådd. Momentkapasiteten avhenger av den dimensjonerende kapasiteten fra alle komponentene i forbindelsen, som beskrevet i avsnitt 2.2.2 til 2.2.4. Forholdet mellom rotasjonen og momentet betegnes som forbindelsens *rotasjonsstivhet*. Rotasjonsstivheten beskriver altså sammenføyningens stivhet, eller duktilitet, for både det elastiske og det plastiske området av en global analyse.

Ved dimensjonering av en delvis-stiv sammenføyning i en global analyse er det viktig å ta hensyn til rotasjonsstivheten, eller moment-rotasjonskarakteristikken. En delvis-stiv forbindelse kan ha lik momentkapasitet som en stiv forbindelse, men de har ulik rotasjonsstivhet. Selvom den delvis-stive sammenføyningen kan ha tilstrekkelig styrke kan den være så duktil at rotasjonen/deformasjonen ikke kan aksepteres. For endeplate-forbindelser er det definert en omtrentlig grense mellom sprø og duktil forbindelse, ved en rotasjonsvinkel på 0.02 – 0.03 *rad*. Denne grensen er vist i Figur 14 ved 0.03 *rad*. En endeplate-forbindelse bør imidlertid være duktil, slik at den valgte fordelingen av kreftene kan realiseres. En duktil forbindelse vil også gi et forvarsel i form av rotasjonen, dersom momentet i forbindelsen er i nærheten momentkapasiteten. Men hvis forbindelsen er for duktil

kan altså deformasjonene bli uakseptable. Følgelig er en rotasjon på omtrent  $0.03 \text{ rad}$  ved oppnådd momentkapasitet ønskelig for endeplate-forbindelser.

De tre kurvene i Figur 14 representerer den leddede, den delvis-stive og den stive sammenføyningen i Figur 3. Som tidligere antydnet har skjærforbindelser (leddet) liten grad av stivhet, og sveiste forbindelser er de stiveste. Vi ser at moment-rotasjonskarakteristikken (rotasjonsstivheten) til stive forbindelser ikke har betydning for den globale analysen, og den stivheten trenger derfor ikke kontrolleres. Moment-rotasjonskurven for skrudedde endeplate-forbindelser (delvis-stiv) har karakteristisk høy begynnende rotasjonsstivhet i det elastiske området, ved en global betraktning. Deretter følger et overgangsområde der de svakeste komponentene oppnår plastifisering, og avslutningsvis en lav rotasjonsstivhet i det plastiske området, jfr. Figur 14. Derfor må stivheten til delvis-stive forbindelser medregnes i den globale analysen. En slik global oppførsel betegnes som en elastisk-plastisk analyse.

## 2.3 Regelverk

### 2.3.1 NS 3472 - Prosjektering av stålkonstruksjoner

Den norske stålstandaren, NS 3472 [13], har et eget kapittel som omhandler skrueforbindelser, der en finner dimensjoneringsregler for enkeltskruer og skruegrupper. Alle kapasitetsberegninger i regelverk, for bruddgrensetilstand, inneholder reduksjonsfaktorer for å oppnå en sikker og konservativ kapasitet. Det er knyttet relativt stor usikkerhet til kapasitet av skrueforbindelser. Derfor skal alle dimensjonerte kapasiteter av skrueforbindelser i ordinær bruddgrensetilstand inneholde materialfaktoren, eller reduksjonsfaktoren

$$\gamma_{M2} = 1.25 \quad . \quad (16)$$

Først beskrives de ulike kapasitetene av enkeltskruer. For avskjæring av skrueskaft er kapasiteten per avskjæringsnitt gitt ved

$$F_{d,v} = \frac{0.6 f_{ub} A_a}{\gamma_{M2}} \quad (17)$$

for skruer med fasthetsklasse 4.6 og 8.8. Sammenliknet med kapasiteten  $F_{v,Rd}$  i likning (3) som er basert på forsøk, ser en at regelverket er litt konservativt. For mindre duktile skruer, fasthetsklasse 10.9, og avskjæring av den gjengede del av

skruen, er kapasiteten definert ved

$$F_{d,v} = \frac{0.5f_{ub}A_s}{\gamma_{M2}} . \quad (18)$$

Forsøksresultatene i Figur 8 tilsier ikke at avskjæringsfastheten til 10.9 – skruer er lavere enn for 8.8 – skruer ( $0.62f_{ub}$ ), så her er regelverket nokså konservativt. Muligens kommer dette av at skjærkapasiteten til samtlige skruer i en forbindelse ikke kan summeres, grunnet den lave duktiliteten.

Skruens kapasitet med hensyn til hullkanttrykk er gitt ved

$$F_{d,b} = c\alpha \frac{2.5f_u dt}{\gamma_{M2}} , \quad (19)$$

der  $c$  og  $\alpha$  er geometriske faktorer som bestemmes fra hull- og kantavstandene.  $d$  er diameteren til skruen, og  $t$  er tykkelsen av komponenten som blir utsatt for hullkanttrykket.

Strekkkapasiteten til en enkeltskrue er i stålstandarden gitt ved

$$F_{d,s} = \frac{0.9f_{ub}A_s}{\gamma_{M2}} , \quad (20)$$

tilsvarende som  $F_{t,Rd}$  i likning (4). Regeverket sier imidlertid ingenting om bruk av 4.6 – skruer i strekkorbindelser. Det er altså tillatt å benytte disse selvom det anbefales å benytte forspente høyfaste skruer i litteraturen (jfr. avsnitt 2.2.3).

Skruer som er belastet i både avskjæring og strekk, skal i tillegg tilfredsstillende kravet

$$\left(\frac{F_{f,v}}{F_{d,v}}\right)^2 + \left(\frac{F_{f,s}}{F_{d,s}}\right)^2 \leq 1 \quad (21)$$

der  $F_{f,v}$  og  $F_{f,s}$  er dimensjonerende lastvirkning for hhv. avskjæring og strekk.

Stålstandarden har i tillegg regler for leddforbindelser og friksjonskapasitet der kapasiteten ved forspente skruer, i bruksgrensetilstanden, inngår. Den beregningsmessige forspenningskraften  $F_{p,Cd}$  settes lik

$$F_{p,Cd} = 0.63f_{ub}A_s \quad (22)$$

hvilket er litt lavere enn den opptredende prøvelasten  $F_{p,C}$  (likning (1)) ihht. litteraturen. Dette er fornuftig.

Utfordringen med hevarmvirkning som skyldes deformasjoner i forbindelsen er også omtalt, men det foreligger ingen regler for problemet. Det er kun poengtert

at effekten skal tas hensyn til. Denne virkningen er som sagt sentral ved dimensjonering av knutepunkter med skrueforbindelser. Derfor er NS 3472 til liten nytte ved kapasitetskontroll av sammenføyninger det fokuseres på i denne oppgaven. Standarden er oversiktlig og brukervennlig for beregninger av enkeltskruer, men lite egnet til kontroll av mer kompliserte forbindelser.

For kapasitet av skruegruppe finnes regler for strekkpåkjennte staver, utrivning, innfesting av vinkelprofil og lange forbindelser. Konstruktive krav til hull- og kantavstander er også beskrevet. Disse reglene er tatt høyde for under beregningene i kapittel 4, men de anses som mindre interessante å utdype i denne oppgaven.

### 2.3.2 NS 3464 - Utførelse av stålkonstruksjoner

I dette regelverket beskrives hvordan utførelsen av stålkonstruksjoner skal foregå. Den inneholder altså ingen dimensjoneringsregler. NS 3464 [14] inneholder regler for materialer, hullstørrelser, tiltrekking av skruer, kontaktflater og liknende. Dette er viktige regler som er tatt høyde for under beregningene, men igjen anses disse som mindre interessante å utdype i denne oppgaven.

### 2.3.3 ISO 898-1 - Mekaniske egenskaper for forbindelsesmidler

Denne standarden beskriver alle mekaniske egenskaper til forbindelsesmidler, og del 1 omhandler skruer i alle fasthetsklasser. Også fasthetsklasser som ikke benyttes i Norge behandles. I tillegg beskrives metoder for ulike tester, samt merking av skruer. Regelverket kan komme til nytte ved dimensjonering av skrueforbindelser, men inneholder heller ingen kapasitetsregler. EN ISO 898-1 [12] er forøvrig benyttet ved materialkalibreringen i de numeriske analysene i denne oppgaven, jfr. avsnitt 6.1.2.

### 2.3.4 Eurokode 3 - Prosjektering av stålkonstruksjoner

Eurokode 3 er regelverket som i nær fremtid vil erstatte den norske standarden NS 3472. Eurokoden inneholder stort sett alle reglene for skrueforbindelser som behandles i NS 3472, men i tillegg finnes regler for mer kompliserte detaljer og forbindelser. Disse kommer definitivt til nytte for denne oppgaven. I EN 1993-1-1 [8] finnes generelle regler og regler for bygninger. Denne delen kommer til nytte ved beregning av enkelte detaljer i sammenføyninger, men ikke for skrue-

forbindelsene. Her er reduksjonsfaktoren for kapasitetsberegninger av tverrsnitt til konstruksjonsstål definert,

$$\gamma_{M0} = 1.0 .$$

Resten av innholdet i Del 1-1 blir ikke utdypet i denne oppgaven.

Vi tar for oss “Del 1-8: Knutepunkter” [9] av Eurokode 3. I denne delen beskrives blant annet skrue- og sveiseforbindelser, samt regler for knutepunktsdetaljer. Først i denne delen beskrives de samme reglene som er å finne i stålstandarden, med små, ubetydelige avvik. Først beskrives reduksjonsfaktoren for skrueforbindelser  $\gamma_{M2}$  (16), fasthetsklassene og de ulike kategoriene av skrueforbindelser. Deretter følger reglene for hull- og kantavstander, på lik linje med den norske stålstandarden, og kapasitetsreglene for enkeltskruer. Det er ingen betydelig forskjell fra reglene som er beskrevet i avsnitt 2.3.1, bortsett fra regelen for kombinert strekk- og skjærbelastning. Sammenliknet med likning (21) har Eurokode 3 kapasitetsregelen

$$\left( \frac{F_{v,Ed}}{F_{v,Rd}} \right) + \left( \frac{F_{t,Ed}}{1.4F_{t,Rd}} \right) \leq 1 \quad (23)$$

der  $v$  står for skjær og  $t$  for strekk, eller “*tension*”.  $Rd$  står for “*design resistance*” eller dimensjonerende kapasitet, og  $Ed$  for dimensjonerende lastvirkning. I Norge betraktes dette kravet som altfor konservativt, men det er tvilsomt at regelen i likning (21) vil bli innført når Eurokode 3 skal erstatte den norske stålstandarden. Formelen i stålstandarden anses i det norske stålmiljøet som mer korrekt i forhold til forsøk. De øvrige kapasitetsberegningene av enkeltskruer er det unødvendig å gjenta, og det henvises til avsnitt 2.3.1.

Videre i Eurokode 3 del 1-8, beskrives skruegrupper ved blant annet lange forbindelser og utrivning av skruegrupper. Disse reglene utdypes ikke i oppgaven. Den beregningsmessige forspenningskraften er satt til

$$F_{p,Cd} = \frac{0.7f_{ub}A_s}{\gamma_{M7}} , \quad (24)$$

der  $\gamma_{M7} = 1.1$ . Dette er tilnærmet likt som definert i den norske stålstandarden, likning (22). Så langt er altså Del 1-8 i Eurokode 3 omtrent identisk kapittelet i NS 3472 som omhandler skrueforbindelser.

### **Knutepunkter med H- og I-profiler**

Kapittel 6 i Del 1-8 av Eurokode 3 omhandler knutepunkter der H- og I-profiler skal kobles, både med skruer og sveis, for bjelkeskjøt, søylefot og bjelke-søyle-

forbindelse (jfr. Figur 1). Dette kapittelet er sentralt for dimensjonering av sammenføyningene vi betrakter i denne oppgaven. Beskrivelsen av ekvivalente T-forbindelser i avsnitt 2.2.3 er basert på reglene i dette kapittelet av Eurokode 3.

En bjelke-søyle-sammenføyning av to profiler kan betraktes som en rotasjonsfjær, plassert i forbindelsespunktet. Egenskapene til fjæren kan så uttrykkes ved en moment-rotasjonskarakteristikk som i Figur 14. Generelt er karakteristikken ikke-lineær, som for den delvis-stive endeplate-forbindelsen vi vil legge vekt på i denne beskrivelsen. Den antatte kraftfordelingen vist i Figur 6, ligger til grunn for denne beregningsmetoden. For å beregne moment-rotasjonskarakteristikken må en beregne forbindelsens momentkapasitet, rotasjonskapasitet og rotasjonsstivhet. Som beskrevet i avsnitt 2.2 må man dermed kontrollere kapasiteten til alle delene av sammenføyningen,

søyleflensen	for bøyning,	
endeplaten	for bøyning,	
søylesteget	for skjær, strekk og trykk,	
bjelkesteget	for skjær, strekk og trykk,	(25)
bjelkeflensene	for strekk og trykk,	
skruene	for skjær, strekk og hullkanttrykk, og	
sveiser.		

Det poengteres at sveisene skal ha tilstrekkelig størrelse til at forbindelsens momentkapasitet aldri begrenses av sveisene. I denne oppgaven kontrolleres ikke sveisene.

For skrudde endeplate-forbindelser skal alle skruerader ha en kapasitet mot kombinert skjær- og strekkbelastning, som i likning (23). Men som en forenkling kan skruene i strekksonen utnytte sin fulle strekkkapasitet, så fremt

- a) skruene i trykksonen kan oppta den totale skjærbelastningen, og
- b) skjærbelastningen ikke overstiger (0.4/1.4) ganger skjærkapasiteten til skruene i strekksonen.

For momentforbindelser er dette som regel oppfylt, da skjærbelastningen av skruene er relativt liten i forhold til strekkbelastningen. Det er også ønskelig at skruene i strekksonen skal kunne dimensjoneres for full strekkbelastning, slik at den dimensjonerende momentkapasiteten blir tilstrekkelig.



**Momentkapasiteten** til en endeplate-forbindelse er i Eurokode 3 definert ved

$$M_{j,Rd} = \sum_r h_r F_{tr,Rd} \quad (26)$$

der  $F_{tr,Rd}$  er den effektive strekkapasiteten til skruerad  $r$ , og  $h_r$  er avstanden fra skruerad  $r$  til senter av trykksonen. Senter av trykksonen er definert ved midten av bjelkens trykkflens. Den effektive strekkapasiteten til hver enkelt skruerad baseres på kapasitetene til alle komponentene i sammenføyningen (25). Et viktig prinsipp i beregningsgangen er rekkefølgen skrueradene skal beregnes etter. Skrueradene nummereres etter avstanden fra senter av trykksonen, der  $r = 1$  representerer skrueraden lengst fra trykksonen. Eksempelvis i Figur 6 er den øverste skrueraden, i den forlengede delen av endeplaten, skruerad  $r = 1$  og skal beregnes først. Den nederste skrueraden er skruerad 3 og den beregnes til slutt.

Ved beregning av den effektive strekkapasiteten  $F_{tr,Rd}$  til en skruerad, skal skrueraden først betraktes individuelt. Den laveste av kapasitetene

$$\begin{aligned} F_{t,fc,Rd} & - \text{bøyning av søyleflensen,} \\ F_{t,ep,Rd} & - \text{bøyning av endeplaten,} \\ F_{t,wc,Rd} & - \text{strekk av søylesteget, og} \\ F_{t,wb,Rd} & - \text{strekk av bjelkesteget} \end{aligned} \quad (27)$$

blir dimensjonerende. Ved alle disse beregningene benyttes den effektive lengden eller bredden av den respektive T-forbindelsen, som beskrevet i avsnitt 2.2.3 og 2.2.4. Beregning av disse fiktive lengdene er altså basert på forsøksdata. For de to første beregningene, kapasitet mot bøyning, må de tre bruddformene til en T-forbindelse kontrolleres. I Eurokode 3 benyttes altså ikke parameterne  $\gamma$  og  $\beta$  til bestemmelse av bruddform. En hvilken som helst T-forbindelse, med eventuell bøyedeformasjon av flensen, skal beregnes etter en tabell som er vist i Figur 15. Fra den tabellen ser en at kapasiteten ved bruddform (“Mode”) 1 er gitt ved

$$F_{T,1,Rd} = \frac{4 M_{pl,1,Rd}}{m} . \quad (28)$$

Dette er likt som beskrevet fra litteraturen, likning (8), med litt annen notasjon. Den dimensjonerende kapasiteten ved bruddform 2 er

$$F_{T,2,Rd} = \frac{2 M_{pl,2,Rd} + n \sum F_{t,Rd}}{m + n} , \quad (29)$$

hvilket samsvarer med likning (9), og ved bruddform 3,

$$F_{T,3,Rd} = \sum F_{t,Rd} = 2 \cdot \frac{0.9 f_{ub} A_s}{\gamma_{M2}} , \quad (30)$$

### 2.3 Regelverk

	Prying forces may develop, i.e. $L_s \leq L_b^*$		No prying forces
<b>Mode 1</b>	Method 1	Method 2 (alternative method)	$F_{T,1-2,Rd} = \frac{2M_{pl,1,Rd}}{m}$
without backing plates	$F_{T,1,Rd} = \frac{4M_{pl,1,Rd}}{m}$	$F_{T,1,Rd} = \frac{(8n - 2e_w)M_{pl,1,Rd}}{2mn - e_w(m+n)}$	
with backing plates	$F_{T,1,Rd} = \frac{4M_{pl,1,Rd} + 2M_{lp,Rd}}{m}$	$F_{T,1,Rd} = \frac{(8n - 2e_w)M_{pl,1,Rd} + 4nM_{lp,Rd}}{2mn - e_w(m+n)}$	
<b>Mode 2</b>	$F_{T,2,Rd} = \frac{2M_{pl,2,Rd} + n\Sigma F_{t,Rd}}{m+n}$		
<b>Mode 3</b>	$F_{T,3,Rd} = \Sigma F_{t,Rd}$		

**Mode 1: Complete yielding of the flange**  
**Mode 2: Bolt failure with yielding of the flange**  
**Mode 3: Bolt failure**

$l_s$  is - the bolt elongation length, taken equal to the grip length (total thickness of material and washers), plus half the sum of the height of the bolt head and the height of the nut  
 - the anchor bolt elongation length, taken equal to the sum of 8 times the nominal bolt diameter, the grout layer, the plate thickness, the washer and half the height of the nut

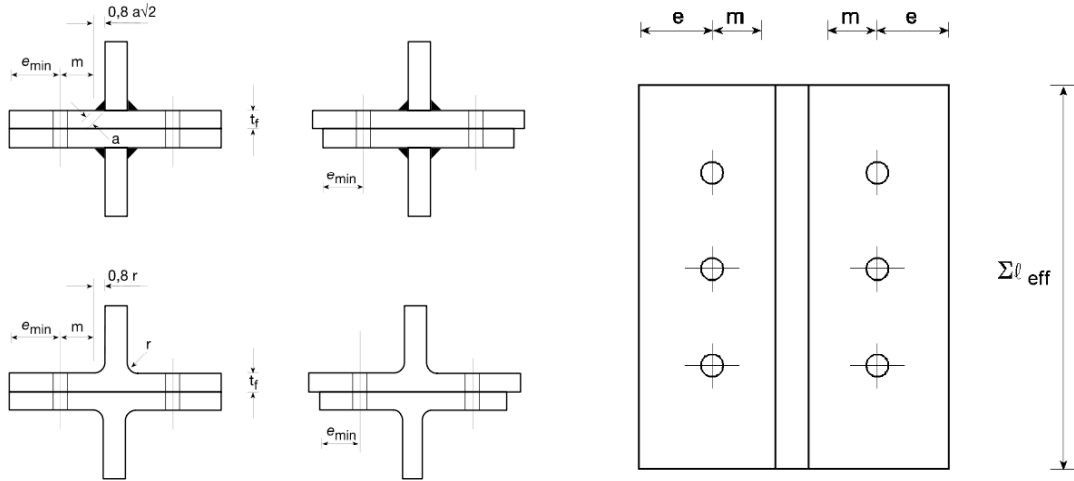
$$L_b^* = \frac{8,8m^3 A_s}{\Sigma l_{sp,i} t_f^3}$$

$F_{T,Rd}$  is the design tension resistance of a T-stub flange  
 $Q$  is the prying force  
 $M_{pl,1,Rd} = 0,25\Sigma l_{sp,1} t_f^2 f_y / \gamma_{M0}$   
 $M_{pl,2,Rd} = 0,25\Sigma l_{sp,2} t_f^2 f_y / \gamma_{M0}$   
 $M_{lp,Rd} = 0,25\Sigma l_{sp} t_{bp}^2 f_{y,bp} / \gamma_{M0}$   
 $n = e_{min}$  but  $n \leq 1,25m$   
 $F_{t,Rd}$  is the design tension resistance of a bolt, see Table 3.4;  
 $\Sigma F_{t,Rd}$  is the total value of  $F_{t,Rd}$  for all the bolts in the T-stub;  
 $\Sigma l_{eff,1}$  is the value of  $\Sigma l_{eff}$  for mode 1;  
 $\Sigma l_{eff,2}$  is the value of  $\Sigma l_{eff}$  for mode 2;  
 $e_{min}$ ,  $m$  and  $t_f$  are as indicated in Figure 6.2.  
 $f_{y,bp}$  is the yield strength of the backing plates;  
 $t_{bp}$  is the thickness of the backing plates;  
 $e_w = d_w / 4$ ;  
 $d_w$  is the diameter of the washer, or the width across points of the bolt head or nut, as relevant.

**NOTE 1:** In bolted beam-to-column joints or beam splices it may be assumed that prying forces will develop.  
**NOTE 2:** In method 2, the force applied to the T-stub flange by a bolt is assumed to be uniformly distributed under the washer, the bolt head or the nut, as appropriate, see figure, instead of concentrated at the centre-line of the bolt. This assumption leads to a higher value for mode 1, but leaves the values for  $F_{T,1-2,Rd}$  and modes 2 and 3 unchanged.

Figur 15: Dimensjonerende strekkapasitet for en T-forbindelse med tre ulike bruddformer [9].

som i likning (10). I Eurokode 3 erstattes altså de beregningsmessige avstandene  $\bar{a}_1$  og  $\bar{a}_2$  fra litteraturen med hhv.  $n$  og  $m$ . Disse beregnes imidlertid på nøyaktig samme måte, slik Figur 16 viser. I henhold til figuren beregnes  $n$  på tilsvarende



Figur 16: Dimensjoner for en ekvivalent T-forbindelse [9].

måte som i likning (6),

$$n = \min \left\{ \begin{array}{l} e_{min} \\ 1.25m \end{array} \right. \quad (31)$$

En forskjell fra det som er beskrevet i litteraturen, er at reglene i Eurokode 3 skiller mellom plastisk momentkapasitet for bruddform 1,  $M_{pl,1,Rd}$ , og bruddform 2,  $M_{pl,2,Rd}$ , jfr. Figur 15. Dette kommer av at flytelinjene, eller den effektive lengden for T-forbindelsen, ikke nødvendigvis er lik for de to bruddformene. Antagelig er dette en nylig utbedring av regelverket. Fordi man må benytte de to ulike flytemomentkapasitetene og uansett må beregne skruenes strekkapasitet  $\sum F_{t,Rd}$  (bruddform 3), er det unødvendig å bestemme hvilken bruddform forbindelsen får. Etter regelverket beregner man altså alle de tre bruddformene i stedet.

Som beskrevet i avsnitt 2.2.3 skiller det mellom effektiv lengde for T-forbindelsen som representerer hhv. søyleflens og endeplate. Effektiv lengde for en T i avstivet søyle skiller seg også fra de øvrige, ved bruk av diagrammet i Figur 11. I følge den nyeste utgivelsen av EN 1993-1-8 [9] kan imidlertid parameteren  $\alpha$  være høyere enn  $2\pi$  dersom det er ønskelig. Den effektive lengden av en endeplate skal også baseres på diagrammet (i Figur 11), men beregnes ikke på samme måte som avstivet søyleflens. Dette overensstemmer ikke med litteraturen, og skyldes antagelig en nylig utbedring av regelverket. Imidlertid beregnes de to effektive

lengdene nokså likt. Som følge av dette presenteres den effektive lengden i tre ulike tabeller, der både individuelle skruerader og grupper av skruerader inngår. Vi velger kun å illustrere den effektive lengden for uavstivet søyleflens, i Figur 17.

Bolt-row Location	Bolt-row considered individually		Bolt-row considered as part of a group of bolt-rows	
	Circular patterns $\ell_{\text{eff,cp}}$	Non-circular patterns $\ell_{\text{eff,nc}}$	Circular patterns $\ell_{\text{eff,cp}}$	Non-circular patterns $\ell_{\text{eff,nc}}$
Inner bolt-row	$2\pi m$	$4m + 1,25e$	$2p$	$p$
End bolt-row	The smaller of: $2\pi m$ $\pi m + 2e_1$	The smaller of: $4m + 1,25e$ $2m + 0,625e + e_1$	The smaller of: $\pi m + p$ $2e_1 + p$	The smaller of: $2m + 0,625e + 0,5p$ $e_1 + 0,5p$
Mode 1:	$\ell_{\text{eff,1}} = \ell_{\text{eff,nc}}$ but $\ell_{\text{eff,1}} \leq \ell_{\text{eff,cp}}$		$\sum \ell_{\text{eff,1}} = \sum \ell_{\text{eff,nc}}$ but $\sum \ell_{\text{eff,1}} \leq \sum \ell_{\text{eff,cp}}$	
Mode 2:	$\ell_{\text{eff,2}} = \ell_{\text{eff,nc}}$		$\sum \ell_{\text{eff,2}} = \sum \ell_{\text{eff,nc}}$	

Figur 17: Effektive lengder for uavstivet søyleflens [9]. Det skilles mellom indre og ytre skruerader og beregning av hhv. individuell skruerad og skruerad betraktet som del av en gruppe.

De beregningsmessige bidragene til den effektive lengden, i Figur 17, samsvarer forøvrig med likning (11) og (12) fra teorien. For beregning av de øvrige effektive lengdene henvises det til EN 1993-1-8 [9].

Etter at den effektive lengden for begge bruddformene til T-forbindelsen er funnet, beregnes flensens/endeplatens plastiske momentkapasitet fra Figur 15. For bruddform 1 er

$$M_{pl,1,Rd} = \frac{\sum \ell_{eff,1} t_f^2 f_y}{4 \gamma_{M0}} \quad (32)$$

og tilsvarende for bruddform 2. Dette er altså likt som i likning (14). En ser også fra Figur 15 at bruddform 1 kan beregnes for “backing plates” eller forsterkningsplater. Dette kan benyttes for å forsterke en søyleflens. Det er også en alternativ beregningsmetode for bruddform 1, men disse to temaene blir ikke betraktet i denne oppgaven.

Etter kontroll av bøyning for søyleflens og endeplate skal altså strekkkapasiteten til de to stegene kontrolleres, jfr. (27). For strekk i søylesteget er kapasiteten gitt ved

$$F_{t,wc,Rd} = \frac{\omega b_{eff,t,wc} t_{wc} f_{y,wc}}{\gamma_{M0}}, \quad (33)$$

der  $b_{eff,t,wc}$  skal beregnes som den effektive lengden for søylesteget, i Figur 17.

Reduksjonsfaktoren  $\omega$  tar hensyn til skjærbelastningen i søylesteget, og  $t_{wc}$  og  $f_{y,wc}$  er tykkelsen og flytespenningen til søylesteget. Kapasiteten kan imidlertid økes dersom det benyttes forsterkningsplater på steget. Strekkapasiteten til bjelkesteget er tilsvarende gitt ved

$$F_{t,wb,Rd} = \frac{b_{eff,t,wb} t_{wb} f_{y,wb}}{\gamma_{M0}}, \quad (34)$$

der den effektive bredden skal beregnes som  $\sum l_{eff}$  for T-forbindelsen som representerer bøyning av endeplaten. Her er regelverket litt uklart. Strekkapasiteten til bjelkesteget skal kontrolleres for samtlige skruerader, men antagelig vil strekkraften i steget primært overføres til den første skrueraden under bjelkens strekkflens (som skruerad 2 i Figur 6). I tillegg vil  $l_{eff}$  eller  $b_{eff,t,wb}$  for en skruerad i den forlengede delen av endeplaten (rad 1) gjerne være relativt lav i forhold til de øvrige skrueradene, slik at kapasiteten  $F_{t,wb,Rd}$  blir svekket, og dermed dimensjonerende for denne raden. Men det anses altså som lite sannsynlig at strekkspenningene i bjelkesteget vil overføres til skruerader i den forlengede delen av endeplaten. Disse skrueradene vil mest sannsynlig overføre strekkraften fra bjelkeflensen, i og med at skrueraden danner ekvivalent T-forbindelse med bjelkens flens. Denne uklarheten skal vi diskutere senere i oppgaven, ved sammenlikning av kapasitetsberegninger fra regelverket og numeriske analyser.

Den effektive strekkapasiteten til skruerad 1,  $F_{t1,Rd}$  skal alltid betraktes individuelt. Kapasiteten til de øvrige skrueradene skal derimot betraktes som del av en gruppe med de foregående radene, i tillegg. Den individuelle kapasiteten skal følgelig reduseres dersom kapasiteten til gruppen, minus kapasiteten til de foregående radene, er lavere. Eksempelvis er kapasiteten til skruerad 2

$$F_{t2,Rd} = \min \begin{cases} F_{t2,Rd} & \text{beregnet individuelt} \\ (F_{t1,Rd} + F_{t2,Rd}) - F_{t1,Rd} & \text{beregnet som gruppe} \end{cases} \quad (35)$$

og skruerad 3

$$F_{t3,Rd} = \min \begin{cases} F_{t3,Rd} & \text{individuelt} \\ (F_{t2,Rd} + F_{t3,Rd}) - F_{t2,Rd} & \text{som gruppe} \\ (F_{t1,Rd} + F_{t2,Rd} + F_{t3,Rd}) - F_{t1,Rd} - F_{t2,Rd} & \text{som gruppe} \end{cases} \quad (36)$$

Forøvrig skal en skruerad i den forlengede delen av en endeplate aldri betraktes som del av en gruppe. Det betyr at også skrueraden under bjelkens strekkflens, i endeplaten (som skruerad 2 i Figur 6), kun skal betraktes individuelt. Ved beregning av skruerad 3 må imidlertid gruppen av rad 2 og 3 kontrolleres.

Når kapasiteten til alle skrueradene til slutt er beregnet (27), må en ta hensyn til den dimensjonerende kapasiteten til de øvrige komponentene, skjær og trykk i søylesteget, og trykk i bjelkens steg og flens (25). Disse er omtalt i avsnitt 2.2.4. Vi vil ikke beskrive detaljene, da de ikke er knyttet direkte til skrueforbindelser, men under skal vi oppsummere dimensjoneringsreglene.

En skal summere den effektive strekkapasiteten,  $\sum F_{tr,Rd}$  i kronologisk rekkefølge, fra skruerad 1 til  $r$ . Dersom summen overstiger én av kapasitetene til de øvrige komponentene (25), skal kun kapasiteten til skruerad  $r$  reduseres. Dersom det gjenstår flere skruerader mellom skruerad  $r$  og trykksonen, kan disse ikke medregnes i den totale summen. Eksempelvis dersom skjærkapasiteten til søylesteget er dimensjonert til

$$V_{wp,Rd} = 300 \text{ kN}$$

og alle skrueradene 1, 2 og 3 er dimensjonert til

$$F_{t,Rd} = 200 \text{ kN}$$

hver for seg, må skruerad 2 reduseres;

$$F_{t1,Rd} = 200 \text{ kN} ,$$

$$F_{t2,Rd} = 100 \text{ kN} \text{ og}$$

$$F_{t3,Rd} = 0 \text{ kN} .$$

Skjærkapasiteten til søylesteget er i Eurokode 3 definert som

$$V_{wp,Rd} = \frac{0.9 f_{y,wc} A_{vc}}{\sqrt{3} \gamma_{M0}} \quad (37)$$

der  $A_{vc}$  er søylens skjærareal. Dette arealet tilsvarer minst tverrsnittsarealet til søylesteget, og kan beregnes nøyaktig i henhold til EN 1993-1-1 [8]. Skjærkapasiteten beregnes altså omtrent som avskjæringskapasiteten til en skrue i likning (17) eller (18), da

$$\frac{0.9}{\sqrt{3}} \simeq 0.52 .$$

Som for strekk i søylesteget  $F_{t,wc,Rd}$  kan skjærkapasiteten økes dersom en benytter forsterkningsplater på steget. Trykkapasiteten til søylesteget er i henhold til regelverket

$$F_{c,wc,Rd} = \frac{\omega k_{wc} b_{eff,c,wc} t_{wc} f_{y,wc}}{\gamma_{M0}} , \quad (38)$$

men dersom knekning av steget kan inntreffe, skal

$$F_{c,wc,Rd} \leq \frac{\omega k_{wc} \rho b_{eff,c,wc} t_{wc} f_{y,wc}}{\gamma_{M1}} . \quad (39)$$

Ved knekningsproblemer benyttes altså faktoren  $\gamma_{M1} = 1.1$ . I avsnitt 2.2.3 har vi beskrevet at det må tas hensyn til aksialspenningen i søylen grunnet aksiallast og/eller moment, og at dette gjøres ved å benytte redusert flytespenning for søylen. I følge regeverket benyttes heller reduksjonsfaktoren  $k_{wc}$  som beregnes litt annerledes.  $k_{wc} \leq 1.0$  dersom aksiallasten overstiger  $0.7f_{y,wc}$ . Den effektive bredden og de øvrige koeffisientene i likningene (38) og (39) er beskrevet i avsnitt 2.2.4. Den resulterende trykkraften i bjelkens steg og flens antas å opptre i senter av trykksonen, altså midt i bjelkens trykkflens for endeplate- forbindelser. Følgelig er den dimensjonerende trykkkapasiteten (25) gitt i regelverket som

$$F_{c,fb,Rd} = \frac{M_{c,Rd}}{(h - t_{fb})} \quad (40)$$

der  $(h - t_{fb})$  er avstanden mellom senter av bjelkeflensene.  $M_{c,Rd}$  er den plastiske momentkapasiteten til bjelketverrsnittet som beregnes etter EN 1993-1-1 [8]. Om nødvendig skal denne reduseres for å tillate samvirke med skjærbelastning i bjelkesteget. Fordi  $M_{c,Rd}$  skal ta høyde for skjærkrefter er det ikke nødvendig å kontrollere bjelkestegets skjærkapasitet [9]. I en momentforbindelse er det mulighet for at bjelkens trykkflens kan knekke, men såfremt (40) er oppfylt er det også unødvendig å kontrollere knekning. Strekkapasiteten til bjelkens strekkflens er også ivaretatt av likning (40).

Før de effektive strekkapasitetene  $F_{tr,Rd}$  summeres (redusert om nødvendig), og sammenføyningsmomentkapasitet beregnes, skal en siste reduserende faktor kontrolleres. Denne angår forskjellen mellom skrueradenes effektive strekkapasitet. I henhold til beregningsrekkefølgen, dersom den effektive kapasiteten til en av de foregående skrueradene  $F_{tx,Rd}$  er større enn  $1.9F_{tr,Rd}$ , skal kapasiteten til skruerad  $r$  reduseres slik at

$$F_{tr,Rd} \leq F_{tx,Rd} \frac{h_r}{h_x} \quad (41)$$

er oppfylt.  $h$  er avstanden fra skruerad  $x$  og  $r$  til senter av trykksonen, der følgelig  $h_x$  er størst.

I følge regelverket bør ikke beregningsmetoden for momentkapasitet til sammenføyninger (26) benyttes dersom aksialspenningen i bjelken overstiger 5% av bjelketverrsnittets plastiske kapasitet. Forøvrig kan det benyttes en konservativ dimensjoneringsregel.

**Rotasjonsstivheten** til en sammenføyning bør beregnes etter at momentkapasiteten (26) er dimensjonert. For en global analyse anbefales det å kontrollere

sammenføyningens moment-rotasjonskarakteristikk, eller knutepunktets duktilitet og oppførsel før momentkapasiteten er oppnådd, jfr. avsnitt 2.2.5. Rotasjonsstivheten tilhører først og fremst det elastiske området ved en global analyse, men ved bruk av en beregningsmetode i Eurokode 3 [9] kan man estimere stivheten, eller moment-rotasjonskarakteristikken, i det plastiske området.

I hovedsak bestemmes rotasjonsstivheten av fleksibiliteten til alle komponentene, representert ved en elastisk stivhetskoeffisient  $k_i$  for hver komponent. Beregningsmetoden kalles derfor “komponent-fjær” metoden. Generelt, for bjelkeskjøter og bjelke-søyle-forbindelser, er rotasjonsstivheten gitt ved

$$S_j = \frac{Ez^2}{\mu \sum_i \frac{1}{k_i}} \quad (42)$$

der

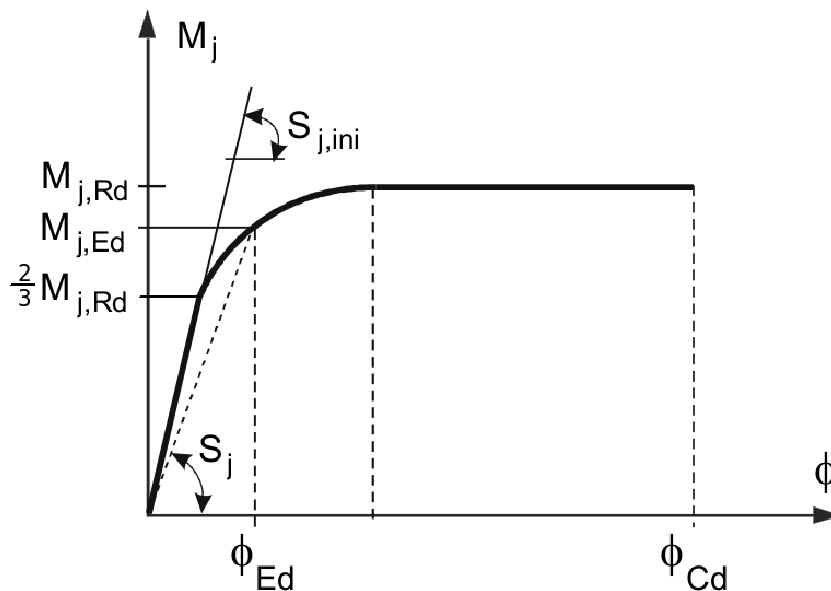
$k_i$  er stivhetskoeffisienten til komponent  $i$ ,

$E$  er elastisitetsmodulen til materialene,

$z$  er avstanden mellom senter av trykk- og strekksone, og

$\mu$  er forholdet  $S_{j,ini}/S_j$  som er beskrevet under.

$S_j$  er rotasjonsstivheten ved en gitt momentbelastning  $M_{j,Ed}$ , og  $S_{j,ini}$  er den initielle stivheten til sammenføyningen, uten belastning. Disse beregningsmessige stivhetene er illustrert i Figur 18.



Figur 18: Rotasjonsstivhet og initiell rotasjonsstivhet til en sammenføyning [9].



Den initielle rotasjonsstivheten til et knutepunkt beregnes også fra likning (42), med  $\mu = 1.0$ , og denne er konstant for

$$0 \leq M_{j,Ed} \leq 2/3 M_{j,Rd} . \quad (43)$$

Det betyr altså at regelverket antar en lineær begynnende stivhet  $S_{j,ini}$ , et elastisk område, helt til  $2/3$  belastning av momentkapasiteten. Dersom den gitte momentbelastningen  $M_{j,Ed}$  er høyere,

$$2/3 M_{j,Rd} \leq M_{j,Ed} \leq M_{j,Rd} , \quad (44)$$

antas en ikke-lineær (plastisk) oppførsel av sammenføyningen, og stivhetsforholdet  $\mu$  skal beregnes som

$$\mu = \left( \frac{1.5 M_{j,Ed}}{M_{j,Rd}} \right)^\psi . \quad (45)$$

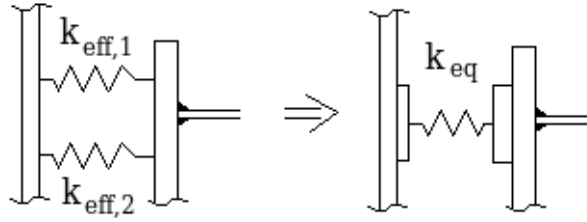
For skrudde endeplateforbindelser (delvis-stive) som vi vektlegger i denne oppgaven, er koeffisienten  $\psi = 2.7$ . Når rotasjonsstivheten er kjent kan en beregne den relative rotasjonen (jfr. avsnitt 2.2.5)  $\phi_{Ed}$  ved en gitt momentbelastning,

$$\phi_{Ed} = \frac{M_{j,Ed}}{S_j} . \quad (46)$$

Hvilke stivhetskoeffisienter  $k_i$  som skal inngå i likning (42) avhenger av utformingen av den aktuelle sammenføyningen. Regelverket inneholder til sammen 16 beregningsmessige koeffisienter  $k_i$  som hhv. representerer alle komponentene i (25). Stivhetskoeffisienten til sveisene antas imidlertid å være  $k = \infty$ , og trenger ikke å medregnes ved beregning av  $S_j$  (42). For énsidede bjelke-søyle-forbindelser med endeplate og to eller flere skruerader i strekksonen, skal koeffisientene  $k_{eq}$ ,  $k_1$  og  $k_2$  benyttes. Vi vil kun beskrive beregningsgangen for denne utformingen og henviser til [9] for valg av stivhetskoeffisienter ved andre utforminger.

Den ekvivalente stivhetskoeffisienten  $k_{eq}$  representerer alle de strekkbelastede skrueradene, og derav skal stivheten til komponentene i (27) beregnes. Imidlertid utelukkes strekk av bjelkesteget ( $F_{t,wb,Rd}$ ), men stivheten til skruene skal medregnes. Koeffisientene  $k_1$  og  $k_2$  representerer hhv. skjær og trykk i søylesteget, og disse kan begrense (eller øke) sammenføyningens stivhet på samme måte som  $V_{wp,Rd}$  (37) og  $F_{c,wc,Rd}$  (38) kan redusere momentkapasiteten.

En illustrasjon av hvordan man tenker seg den ekvivalente stivhetskoeffisienten til de strekkbelastede skrueradene er vist i Figur 19.



Figur 19: Den effektive stivhetskoeffisienten til hver strekkbelastede skruerad summeres til en ekvivalent koeffisient ved beregning av rotasjonsstivheten til endeplateforbindelser.

Den ekvivalente koeffisienten er definert som

$$k_{eq} = \frac{\sum_r k_{eff,r} h_r}{z_{eq}} \quad (47)$$

der

$h_r$  er avstanden fra skruerad  $r$  til senter av trykksonen,

$k_{eff,r}$  er den effektive stivhetskoeffisienten til skruerad  $r$ , og

$z_{eq}$  er en ekvivalent avstand mellom trykk- og strekksonen i sammenføyningen.

Videre er den effektive stivhetskoeffisienten til en skruerad  $r$  definert som

$$k_{eff,r} = \frac{1}{\sum_i \frac{1}{k_{i,r}}} \quad (48)$$

der  $k_{i,r}$  representerer stivheten til komponent  $i$  som er relatert til skruerad  $r$ . Den ekvivalente avstanden, eller momentarmen  $z_{eq}$  er gitt ved

$$z_{eq} = \frac{\sum_r k_{eff,r} h_r^2}{\sum_r k_{eff,r} h_r}. \quad (49)$$

For bjelke-søyle-forbindelser med endeplate skal  $k_{eff,r}$  bestå av stivhetskoeffisientene

$k_3$  strekk i søylesteget,

$k_4$  bøyning av søyleflensen,

$k_5$  bøyning av endeplaten, og

$k_{10}$  strekk i skruene

for alle skrueradene i strekksonen. Vi utelukker definisjonen av disse ( $k_i$ ), men de er å finne under håndberegningene som er gjennomført i avsnitt 4.3.2.

**Rotasjonskapasiteten** til en sammenføyning ( $\phi_{Cd}$  i Figur 18) må til slutt kontrolleres, ved globale plastiske analyser. Dersom man betrakter en delivstiv eller stiv sammenføyning, må man altså kontrollere at forbindelsen har tilstrekkelig rotasjonskapasitet for å oppnå et plastisk ledd. Rotasjonskapasiteten er å betrakte som den maksimale rotasjonen til sammenføyningens momentrotasjonskarakteristikk. Som for momentkapasiteten gjelder reglene for rotasjonskapasitet kun dersom aksiallasten i bjelken ikke overstiger 5% av bjelkens plastiske momentkapasitet.

For skrudde bjelke-søyle-forbindelser der skjærkapasiteten til søylesteget ( $V_{wp,Rd}$  i likning (37)) er dimensjonerende for momentkapasiteten ( $M_{j,Rd}$ ), kan en anta at sammenføyningen har tilstrekkelig rotasjonskapasitet for globale plastiske analyser, så fremt

$$\frac{d_c}{t_{wc}} \leq 69\epsilon \quad (50)$$

der

$d_c$  er avstanden mellom radiene, eller sveisene i søylen,  
 $t_{wc}$  er tykkelsen til søylesteget og

$$\epsilon = \sqrt{\frac{235}{f_y}}.$$

Dersom bøyning av søyleflensen ( $F_{t,fc,Rd}$ ) eller endeplaten ( $F_{t,ep,Rd}$ ) er dimensjonerende for momentkapasiteten kan en anta tilstrekkelig rotasjonskapasitet, så fremt tykkelsen  $t$  til begge komponentene tilfredsstill

$$t \leq 0.36d \sqrt{\frac{f_{ub}}{f_y}} \quad (51)$$

der  $f_y$  er flytespenningen til den betraktede komponenten og  $f_{ub}$  er strekkfastheten til skruene. Regelverket beskriver ikke betydningen av  $d$ , men det er rimelig å tro at  $d = d_c$  ved betraktning av søyleflensen, og tilsvarende for bjelken, ved betraktning av endeplaten.

Dersom skjærkapasiteten til skruene er dimensjonerende for momentkapasiteten kan en ikke anta at sammenføyningen har tilstrekkelig rotasjonskapasitet  $\phi_{Cd}$  for en global plastisk analyse. Ved avskjæring av skruene vil det altså ikke inntruffe et plastisk ledd og forvarsel/rotasjon før momentkapasiteten er oppnådd. Regelverket gir ingen retningslinjer for hvordan man kan oppnå tilstrekkelig rotasjonskapasitet, men antagelig bør man endre geometrien til sammenføyningen, eksempelvis tykkere skruer.

**Strekkforbindelser** eller sammenføyninger med uniform strekkbelastning, er ikke behandlet spesielt i regelverket [9]. Antagelig er dette fordi momentforbindelser er mer relevant for lastbærende konstruksjoner, og beregningsgangen for disse kan prinsipielt benyttes ved dimensjonering av sammenføyninger med uniform strekkbelastning av bjelken. En kan da summere den effektive kapasiteten til alle skrueradene,  $\sum_r F_{tr,Rd}$ , og redusere denne om nødvendig ved å ta høyde for de øvrige kapasitetene til søylen og bjelken, jfr. (25). Knutepunkter med uniform belastning av bjelken vil forøvrig ikke bli betraktet ved beregningene og analysene i oppgaven.

Som vi ser av dette avsnittet er det svært komplisert og tidkrevende å kapasitetsberegne en skrudd bjelke-søyle-forbindelse i henhold til Eurokode 3.

### 2.3.5 Bakgrunnsteori for Eurokode 3, del 1-8

Vi vet at forsøksdata har vært en sentral bakgrunn ved utarbeidelse av kapasitetsreglene til skrudde sammenføyninger, i Eurokode 3. I tillegg er det benyttet en del bøker eller tidsskrifter som det ville vært interessant å sett nærmere på. Dessverre er disse lisensbelagt, og det har ikke vært mulig å få tilgang til de. Forøvrig er det meste av bakgrunnsteorien for EN 1993-1-8 fra 80-tallet, og resterende teori er fra 90-tallet. Dette kan anses som relativt gammelt. Derfor bør muligens regelverket oppdateres, da det har blitt gjennomført en rekke eksperimenter og studier som angår sammenføyning av åpne tverrsnitt med skrueforbindelser, i nyere tid.

---

### 3 Presentasjon av betraktede skrueforbindelser

I de neste kapitlene vil vi utføre kapasitetsberegninger og numeriske analyser av noen utvalgte sammenføyninger. Vi tar først for oss noen enkle forbindelser som belyser noen av utfordringene med skrueforbindelser, og til slutt betrakter vi en mer komplisert sammenføyning av to åpne tverrsnitt. I dette kapitlet vil vi gi en kort presentasjon av de nevnte skrueforbindelsene og sammenføyningene. I tillegg til skruenes egenskaper (beskrevet i avsnitt 2.2.1) vil vi ha behov for grunnmaterialenes fasthetsverdier. I denne oppgaven vil vi kun benytte stålsortene S275 og S355, og fra EN 1993-1-1 [8] har konstruksjonsstålene de nominelle fasthetsverdiene i Tabell 2.

Tabell 2: Fasthetverdier for konstruksjonsstål.

Stålsort:	S275	S355
$f_{u,nom}$ (MPa)	430	510
$f_{y,nom}$ (MPa)	275	355
$\delta_5$ (min)(%)	15	15

Tabellen tilsier at bruddforlengelsen  $\delta_5$  til ordinære konstruksjonsstål ikke skal være mindre enn 15%. Forøvrig benyttes de karakteristiske verdiene for konstruksjonsstål,

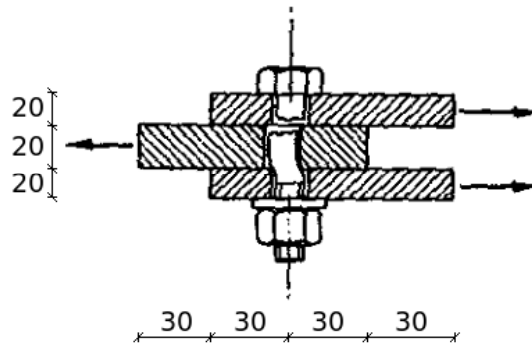
Elastisitetsmodul  $E = 210000$  MPa og  
tverrkontraksjon  $\nu = 0.3$

for både grunnmaterialene og skruene [8].

#### 3.1 Dobbeltsnittet skjærforbindelse

Vi velger først å betrakte avskjæring av én enkelt skrue, jfr Figur 20. Hensikten med dette er først og fremst å innlede analysearbeidet med en mindre komplisert skrueforbindelse. Vi skal betrakte en dobbeltsnittet skjærforbindelse, også kalt en laskeskjøt. Som Figur 20 viser, har denne forbindelsen *to* avskjæringssnitt, derav navnet *dobbeltsnittet*.

Skruen i forbindelsen er en M16 - 8.8 skrue, altså en metrisk skrue med skaftdiameter 16 mm og fasthetsklasse 8.8. Den gjengede delen av skruen antas å

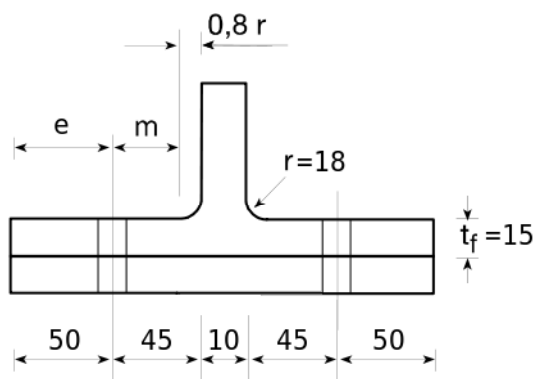


Figur 20: Dobbelttsnitted skjærforbindelse som skal betraktes, med dimensjoner i  $mm$ .

være relativt kort, slik at avskjæringsnittene går gjennom den ugjengede delen av skaftet. Grunnmaterialet/laskene er av stålsort S355. Vi benytter normal dimensjonerende klaring i skruerhullet [14]  $2\text{ mm}$ . Avskjæringskapasiteten for en slik forbindelse bestemmes av ulike bruddformer, som beskrevet i avsnitt 2.2.2.

### 3.2 Enkel T-forbindelse

Oppgavens innledning impliserer at det skal fokuseres på kompliserte skrueforbindelser i sammenføyninger med åpne tverrsnitt, der ekvivalente T-forbindelser inngår. Som neste steg i oppgaven vil vi derfor betrakte én enkel T-forbindelse med én skruerad (to skruer i raden). Det vil være nyttig å se om det er overensstemmelse mellom regelverkets halvempiriske formler og en enkel ikke-lineær numerisk analyse, før vi går løs på en komplisert sammenføyning av to stålprofiler. Dimensjonene til T-forbindelsen er vist i Figur 21.



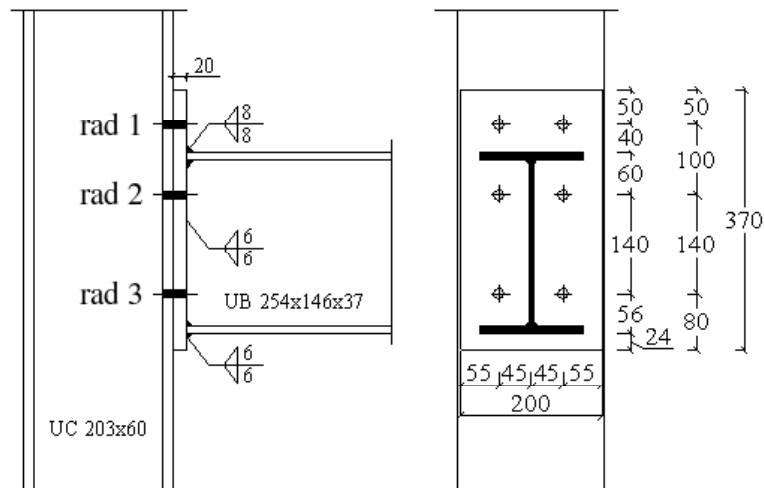
Figur 21: Enkel T-forbindelse som skal betraktes, med dimensjoner i  $mm$ .

Bredden (eller lengden) av forbindelsen er  $b_f = 80 \text{ mm}$  (inn i planet i Figur 21). Vi benytter samme skruetype som for skjærforbindelsen, M16 – 8.8, og samme grunnmateriale for T-profilen, S355. Klaringen i skruehullene er  $2 \text{ mm}$ . Den nedre komponenten, som T-en er forbundet til, betraktes som et fast underlag. Strekkapasiteten til en slik forbindelse bestemmes av de tre bruddformene som er beskrevet i avsnitt 2.2.3.

### 3.3 Bjelke-søyle-forbindelse

Avslutningsvis vil vi betrakte en sammenføyning av to åpne tverrsnitt, en bjelke-søyle-forbindelse. Typisk for sammenføyning av bjelker og søyler med skrueforbindelser er altså at en endeplate sveises til bjelken, og skruene forbinder denne til søyleflensen, eksempelvis som i Figur 2. Endeplaten kan sveises på forhånd slik at denne konstruksjonsdetaljen eksempelvis kan utføres på en offshore-innretning uten at prosessanlegget stenges.

Som beskrevet innledningsvis i avsnitt 1.1, vil det være svært interessant å sammenlikne regelverkbaserte beregninger og numeriske analyser av en slik sammenføyning med et forsøk i full størrelse. Derfor vil vi betrakte en momentforbindelse med tilhørende resultater, fra et forsøk utført i Heavy Structures Laboratory ved Universitetet i Teeside, England. Forsøket ble utført på slutten av 90-tallet, og det ble benyttet britiske profiler, slik Figur 22 viser.



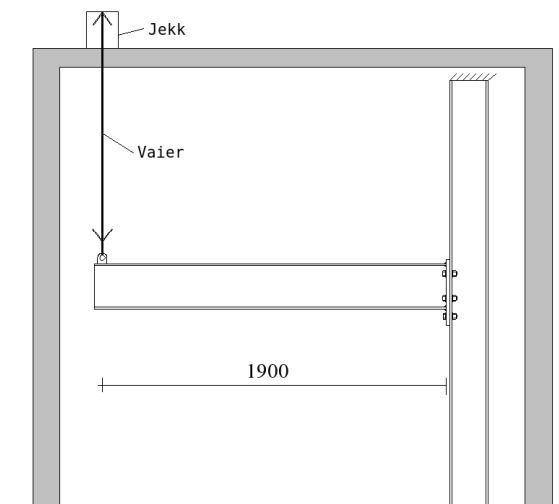
Figur 22: Delvis-stiv bjelke-søyle-forbindelse med endeplate som skal betraktes. Geometrien er hentet fra et tidligere forsøk og alle dimensjoner er i  $mm$ .

### 3.3 Bjelke-søyle-forbindelse

---

De britiske profilene,  $UC\ 203 \times 203 \times 60$  – søyle og  $UB\ 254 \times 146 \times 37$  – bjelke likner imidlertid på hhv. HE-B – og IPE – profiler, med norske betegnelser. Begge profilene er av stålsort S355, mens endeplaten er av stålsort S275. Forbindelsen har tre skruerader (to skruer i hver rad), hvorav én rad er plassert i den forlengede delen av endeplaten. Radene er nummerert ihht. [9] sli Figur 22 viser. Alle skruene har dimensjon M20 og fasthetsklasse 8.8. Vi ser av Figur 22 at det er benyttet 8 mm og 6 mm kilsveiser. Disse vil ikke bli kontrollert under håndberegningene og heller ikke modellert under elementanalysene. Forøvrig vil sveisenes størrelse ha betydning ved utregning av de beregningsmessige avstandene.

Forbindelsen ble utført uten noen avstivere og denne utformingen betegnes som en delvis-stiv momentforbindelse, jfr. Figur 3. Den er altså best egnet til en momentbelastning ved strekk og trykk i hhv. bjelkens øvre og nedre flens. Til bjelkens nedre flens ble det festet en vaier i avstand 1900 mm fra forbindelsespunktet, slik Figur 23 viser. Forbindelsespunktet er definert mellom endeplaten og bjelken



Figur 23: Testforbindelsen ble belastet av en vaier som gradvis ble påført strekklast, av en jekk. Forsøket ble utført i en omvendt posisjon med den forlengede delen av endeplaten pekende nedover.

(ved sveisene). Forøvrig ble forsøket utført i en omvendt posisjon slik at bjelkens egenvekt ikke hadde betydning, og det ikke skulle opptre initielle deformasjoner. Vaieren ble gradvis påført en vertikal strekkraft ved bruk av en jekk plassert på en ramme som omsluttet forbindelsen. Strekkkraften medførte således et moment i forbindelsespunktet. Det var forøvrig fri rotasjon i festepunktet til vaieren, slik at strekkraften ikke fulgte rotasjonen til bjelken. Søylene var fast innspenst i begge ender, ved bruk av søyleføtter.



Fra forsøksresultatene har vi sammenføynings moment-rotasjonskarakteristikk, som vi vil sammenlikne med tilsvarende karakteristikk fra en regelverkbasert beregning og en ikke-lineær analyse. Vi vil først betrakte den opprinnelige forbindelsen, og til slutt benytte alternative materialer for å vurdere innvirkningen av dette. Spesielt interessant er valg av skruemateriale, og vi vil derfor betrakte bruk av mindre duktile skruer (fasthetsklasse 10.9) og mer duktile skruer (fasthetsklasse 4.6). Geometrien er forøvrig identisk ved alle analyser av sammenføyningen.



---

## 4 Håndberegninger ved bruk av Eurokode 3

Vi vil nå utføre kapasitetsberegninger av forbindelsene presentert i kapittel 3. Alle beregningene er basert på reglene i Eurokode 3, Del 1-8 [9] som er beskrevet i avsnitt 2.3.4. Forøvrig er kapasitetsberegningene av enkeltskruer, der reglene ikke er gjentatt i avsnitt 2.3.4, basert på NS 3472 [13]. For å kunne sammenlikne håndberegningene med de numeriske analysene og forsøksresultatene utelukker vi forøvrig materialfaktoren  $\gamma_{M2}$  ved enkelte beregninger.

### 4.1 Dobbeltsnittet skjærforbindelse

Vi begynner med kapasitetsberegning for den dobbeltsnittete skjærforbindelsen, se avsnitt 3.1. Jfr. avsnitt 2.2.2 har forbindelsen flere mulige bruddformer, men dimensjonene til skjøten i Figur 20 er valgt slik at brudd i grunnmaterialet ikke er relevant. Vi ønsker altså å betrakte avskjæring av skrueskaftet, fordi denne bruddformen gjerne blir dimensjonerende for skjærbelastede sammenføyninger av åpne tverrsnitt, der skruene er relativt små sammenliknet med profilene. Avskjæringssnittene går gjennom den ugjengede delen av skaftet fordi skruen har en kort gjenget del, og kapasiteten per avskjæringssnitt er dermed gitt av likning (17),

$$F_{v,Rd} = \frac{0.6f_{ub}A}{\gamma_{M2}}$$

For M16 - 8.8 skruen i skjærforbindelsen er skaftarealet i den ugjengede delen, og strekkfastheten hhv.

$$A = \pi \cdot 8^2 = 201 \text{ mm}^2 \text{ og}$$

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

Avskjæringskapasiteten for skruen i den dobbeltsnittete laskeskjøten er dermed

$$F_{v,Rd} = \frac{0.6f_{ub}A}{\gamma_{M2}} = \frac{0.6 \cdot 800 \cdot 201}{1.25} \simeq \underline{77.2 \text{ kN}} . \quad (52)$$

Som beskrevet i avsnitt 2.2.2 er avskjæringsfastheten basert på forsøk. Det er derfor mulig at kapasiteten er noe høyere enn regelverket tilsier.

## 4.2 Enkel T-forbindelse

Vi vil nå bestemme kapasiteten til T-forbindelsen i avsnitt 3.2. Som nevnt i avsnitt 2.2.3 har T-forbindelser tre mulige bruddformer, og det er ønskelig med tilpasset kapasitet av flensen og skruene, slik at forbindelsen får en duktil oppførsel (bruddform 2). Dimensjonene til T-profilet i Figur 21 er derfor tilpasset for å oppnå denne bruddformen.

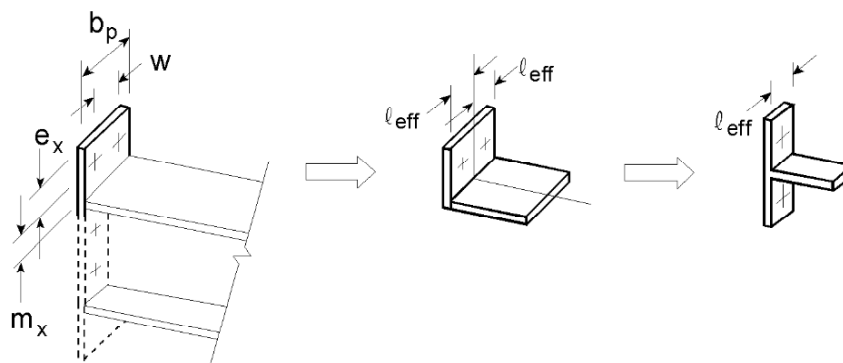
Først finner vi de beregningsmessige avstandene. I henhold til Figur 21 er

$$\begin{aligned} t_f &= 15 \text{ mm} , \\ e &= 50 \text{ mm} , \\ r &= 18 \text{ mm} \text{ og} \\ m &= 45 - 0.8 r = 30.6 \text{ mm} , \end{aligned}$$

og fra likning (31) finner vi

$$n = \min \left\{ \begin{array}{l} e_{min} \\ 1.25m \end{array} \right. = \min \left\{ \begin{array}{l} 50 \text{ mm} \\ \underline{38.25 \text{ mm}} \end{array} \right. .$$

Fra disse avstandene beregner vi den effektive lengden av forbindelsen. Ifht. Eurokode 3 skal imidlertid den effektive lengden beregnes fra én av tre tabeller, som vist i Figur 17 for uavstivet søyle. Fordi denne T-forbindelsen er avgrenset, og ikke kontinuerlig (som en søyle), er det ikke realistisk å benytte denne tabellen. Vi benytter heller effektiv lengde for en skruerad i den forlengede delen av endeplaten [9] som skal betraktes slik Figur 24 viser.



Figur 24: Effektiv lengde for en skruerad i den forlengede delen av endeplate, samt betegnelser på dimensjoner. Denne skrueraden er i prinsippet en L-forbindelse som deles på langs og betraktes som en ekvivalent T-forbindelse [9].

Fra tabellen for endeplate [9] finner vi dermed den effektive lengden av T-forbindelsen,

$$l_{eff,1} = l_{eff,2} = b_f = 80 \text{ mm} .$$

Lengden blir altså lik for de to bruddformene 1 og 2. Forøvrig er den korte lengden  $b_f = 80 \text{ mm}$  til forbindelsen valgt for å oppnå tilnærmet parallelle flytelinjer, jfr. avsnitt 2.2.3, og den effektive lengden tilsier at de er parallelle. For å beregne forbindelsens kapasitet ved bruddform 1 og 2 finner vi først den plastiske momentkapasiteten fra likning (32),

$$M_{pl,1,Rd} = M_{pl,2,Rd} = \frac{l_{eff} t_f^2 f_y}{4 \cdot \gamma_{M0}} = \frac{80 \cdot 15^2 \cdot 355}{4 \cdot 1.0} = 1597.5 \text{ kNmm} .$$

Strekkapasiteten til én skrue beregnes fra likning (20) eller (4),

$$F_{t,Rd} = \frac{0.9 f_{ub} A_s}{\gamma_{M2}} = \frac{0.9 \cdot 800 \cdot 157}{1.25} = 90.4 \text{ kN} ,$$

og dette gir oss T-forbindelsens kapasitet ved bruddform 3,

$$F_{T,3,Rd} = \sum F_{t,Rd} = 2 \cdot 90.4 = 180.8 \text{ kN} . \quad (53)$$

fra likning (30). Likningene (28) og (29) gir oss hhv. forbindelsens kapasitet ved bruddform 1,

$$F_{T,1,Rd} = \frac{4 M_{pl,1,Rd}}{m} = \frac{4 \cdot 1597.5}{30.6} = 208.8 \text{ kN} \quad (54)$$

og ved bruddform 2,

$$F_{T,2,Rd} = \frac{2M_{pl,2,Rd} + n \sum F_{t,Rd}}{m + n} = \frac{2 \cdot 1597.5 + 38.25 \cdot 180.8}{30.6 + 38.25} = \underline{146.8 \text{ kN}} . \quad (55)$$

Altså vil denne forbindelsen i følge regelverket få brudd i skruene kombinert med flyt i flensen, bruddform 2. For å sammenlikne den dimensjonerte kapasiteten med den numeriske analysen er vi nødt for å gjøre noen endringer mht. spenningsarealet  $A_s$  og reduksjonsfaktoren  $\gamma_{M2}$ . Vi vil benytte et regneark til dette, i avsnitt 5, fordi det er unødvendig å gjenta beregningsgangen.

### 4.3 Bjelke-søyle-forbindelse

Til slutt vil vi bestemme kapasiteten til bjelke-søyle-forbindelsen som er beskrevet i avsnitt 3.3 ved bruk av [9]. Fordi kapasitetsberegningene av forbindelsen skal sammenliknes med en numerisk analyse og forsøksresultater, velger vi å sette reduksjonsfaktoren for skrueforbindelser (jfr. (16)) til

$$\gamma_{M2} = 1.0$$

under håndberegningene. Dette vil gi best vurdering av regelverket [9] fordi dimensjonerende kapasiteter (med bruk av reduksjonsfaktorer) er ment å være lavere enn virkelige kapasiteter. Reduksjonsfaktorer benyttes altså som sikkerhet.

Under håndberegningene har vi behov for de geometriske detaljene til bjelke- og søyleprofilen. Til bestemmelse av disse dimensjonene benytter vi den britiske standarden BSI BS 4-1 [7].

#### 4.3.1 Kapasitet mot skjærbelastning

Den lange avstanden fra forbindelsespunktet til lastens festepunkt (jfr. Figur 23) er valgt for å oppnå en betydelig momentbelastning. Lasten vil imidlertid også medføre en liten skjærbelastning og ihht. [9] må vi også kontrollere skjærkapasiteten til momentforbindelsen.

Som beskrevet i avsnitt 2.3.4 er det ønskelig at skruene i strekksonen skal kunne dimensjoneres for full strekkbelastning, slik at den dimensjonerende momentkapasiteten blir tilstrekkelig. For kontroll av skjærkapasiteten benytter vi derfor den forenklete regelen som krever at

- a) skruene i trykksonen kan oppta den totale skjærbelastningen, og
- b) skjærbelastningen ikke overstiger (0.4/1.4) ganger skjærkapasiteten til skruene i strekksonen.

Som poengtert under beregning av den dobbeltsnittete skjærforbindelsen (avsnitt 4.1) vil ikke brudd i grunnmaterialet være aktuelt fordi søyleflensen og endeplaten er veldig tykke sammenliknet med størrelsen til skruene. Vi vil dermed kontrollere avskjæring av skruene.

Fra de geometriske detaljene til testforbindelsen vet vi ikke om avskjæringssnittet går gjennom den gjengede eller ugjengede delen av skruene. Avskjæringssnittet vil inntreffe mellom endeplaten og søyleflensen (jfr. Figur 22) og i vanlig konstruksjonspraksis vil dette snittet angå skruens ugjengede del. For å være på sikker side antar vi likevel at avskjæringen skjer i den ugjengede delen. Jfr. avsnitt 3.3 vil vi både betrakte den opprinnelige testforbindelsen, og benytte alternative materialer. Skruematerialene vi skal betrakte er fasthetsklasse 8.8, 10.9 og 4.6, som benyttes i Norge.

### Opprinnelig forbindelse fra forsøk med 8.8 – skruer

I det opprinnelige forsøket er det benyttet M20 – 8.8 skruer, og ihht. [16] har disse spenningsarealet  $A_s = 245 \text{ mm}^2$ . Fra likning (17) finner vi skjærkapasiteten til én skrue (uten hensyn til reduksjonsfaktor),

$$F_{v,Rd} = \frac{0.6f_{ub}A_s}{\gamma_{M2}} = \frac{0.6 \cdot 800 \cdot 245}{1.0} = 117.6 \text{ kN} ,$$

for avskjæring av ugjenget del. Fordi sammenføyningen har to skruer i trykksonen og fire i strekksonen, blir kriterie b) ovenfor dimensjonerende for den totale skjærkapasiteten,

$$\left( 4 \cdot \frac{0.4}{1.4} \simeq 1.143 < 2 \right) .$$

Forbindelsens skjærkapasitet er dermed

$$F_{v,Rd} = 4 \cdot \frac{0.4}{1.4} \cdot 117.6 = \underline{134.4 \text{ kN}} \quad (56)$$

dersom skruene i strekksonen skal tillates full utnyttelse for strekk.

### Bjelke-søyle-forbindelse med 10.9 – skruer

Ihht. Tabell 1 har 10.9 – skruer høyere strekkfasthet enn 8.8 – skruene. Vi endrer ikke dimensjonen ( $A_s$ ), men skjærfastheten skal antas litt lavere [9]. Jfr. likning (18) er skjærkapasiteten

$$F_{v,Rd} = \frac{0.5f_{ub}A_s}{\gamma_{M2}} = \frac{0.5 \cdot 1000 \cdot 245}{1.0} = 122.5 \text{ kN}$$

til en enkeltskrue. Skjærkapasiteten til forbindelsen kan dermed beregnes som i likning (56)

$$F_{v,Rd} = 4 \cdot \frac{0.4}{1.4} \cdot 122.5 = \underline{140.0 \text{ kN}} . \quad (57)$$

**Bjelke-søyle-forbindelse med 4.6 – skruer**

4.6 – skruer har lavere strekkfasthet enn 8.8 – skruene ihht. Tabell 1. Skjærkapasiteten til en enkletskruer beregnes forøvrig på tilsvarende måte, ved likning (17),

$$F_{v,Rd} = \frac{0.6 f_{ub} A_s}{\gamma_{M2}} = \frac{0.6 \cdot 400 \cdot 245}{1.0} = 58.8 \text{ kN} .$$

Vi tillater full utnyttelse for av skruene i strekksonen, og forbindelsens skjærkapasitet er dermed

$$F_{v,Rd} = 4 \cdot \frac{0.4}{1.4} \cdot 58.8 = \underline{67.2 \text{ kN}} \quad (58)$$

jfr. likning (56). Vi ser altså at ved bruk av 4.6 – skruer er skjærkapasiteten til forbindelsen (58) betydelig svekket i forhold til forbindelsene med høyfaste skruer, (56) og (57). I tillegg er de svakeste skruene mye mer duktile (jfr. Tabell 1), og derfor er de lite egnet og lite brukt ved sammenføyninger av komponenter i bærende konstruksjoner.

**4.3.2 Momentkapasitet og rotasjonsstivhet**

Vi vil nå kontrollere momentkapasiteten og rotasjonsstivheten til bjelke-søyle-forbindelsen. Fremgangsmåten for denne beregningsmetoden er beskrevet i avsnitt 2.3.4, og følgelig er håndberegningene relativt omfattende. Vi velger å beskrive en fullstendig kapasitetsberegning av den opprinnelig forsøksforbindelsen, men for de øvrige forbindelsene vil vi utelate enkelte beregninger og kun inkludere de kritiske, eller dimensjonerende kapasitetene. Generelt er momentkapasitet til skrudde bjelke-søyle-forbindelser med endeplate gitt av likning (26),

$$M_{j,Rd} = \sum h_r F_{tr,Rd}$$

der  $F_{tr,Rd}$  er den effektive strekkkapasiteten til skruerad  $r$  og  $h_r$  er avstanden fra skruerad  $r$  til senter av trykksonen. Rotasjonsstivheten til et knutepunkt er gitt av likning (42)

$$S_j = \frac{Ez^2}{\mu \sum_i \frac{1}{k_i}} .$$

Det henvises til avsnitt 2.3.4 for beskrivelse av parameterne.



### Opprinnelig forbindelse fra forsøk med 8.8 – skruer

Først kontrollerer vi den opprinnelige testforbindelsen. Ihht. beregningsgangen som er spesifisert i 2.3.4 skal vi dimensjonere den effektive strekkapasiteten til hver skruerad i stigende rekkefølge. Vi begynner altså med skrueraden i den forlengede delen av endeplaten, skruerad 1.

#### Skruerad 1

Skrueradene skal først kontrolleres for bøyning av søyleflens og endeplate, og strekk av profilenes steg. Vi begynner med beregning av skrueradens kapasitet mht. bøyning av søylens flens. Ved denne beregningen betraktes skrueraden som en T-forbindelse med tre mulige bruddformer, jfr. avsnitt 2.2.3 og 2.3.4. Kapasiteten ved de tre bruddformene skal dimensjoneres etter reglene i Figur 15, med effektiv lengde for uavstivet søyleflens, fra Figur 17. Vi benytter [7], Figur 16 og Figur 22 til bestemmelse av de beregningsmessige avstandene. Søylene er litt bredere ( $b_c$ ) enn endeplaten ( $b_p$ ), slik at

$$\begin{aligned} b_c &= 205.8 \text{ mm} , \\ e &= b_c/2 - 45 = 57.9 \text{ mm} , \\ r_c &= 10.2 \text{ mm} , \\ t_{wc} &= 9.4 \text{ mm} \text{ og} \\ m &= 45 - t_{wc}/2 - 0.8 r_c = 32.14 \text{ mm} . \end{aligned}$$

Fr likning (31) finner vi også

$$n = \min \left\{ \begin{array}{l} e_{min} \\ 1.25m \end{array} \right. = \min \left\{ \begin{array}{l} 55 \text{ mm} \\ \underline{40.17 \text{ mm}} \end{array} \right. .$$

Fra Figur 17 beregner vi deretter den effektive lengden

$$l_{eff,fc,end} = l_{eff,1} = l_{eff,2} = l_{eff,nc} = 4m + 1.25e \simeq 200.9 \text{ mm} \quad (59)$$

til skruerad 1 i søylen, betraktet individuelt. Den er altså lik for bruddform 1 og 2, og dermed er flensens plastiske momentkapasitet også lik for de to bruddformene. Tykkelsen til søyleflensen er  $t_{fc} = 14.2 \text{ mm}$  og vi beregner den plastiske momentkapasiteten fra likning (32),

$$M_{pl,Rd} = \frac{l_{eff,fc,end} t_{fc}^2 f_y}{4 \gamma_{M0}} = \frac{200.9 \cdot 14.2^2 \cdot 355}{4 \cdot 1.0} \simeq 3595216 \text{ Nmm}$$

for skruerad 1. Strekkkapasiteten til én av skruene finner vi fra (20) eller (4),

$$F_{t,Rd} = \frac{0.9 f_{ub} A_s}{\gamma_{M2}} = \frac{0.9 \cdot 800 \cdot 245}{1.0} = 176.4 \text{ kN} ,$$

og dette gir oss T-forbindelsens kapasitet ved bruddform 3 (30),

$$F_{T,3,Rd} = \sum F_{t,Rd} = 2 \cdot 176.4 = 352.8 \text{ kN} . \quad (60)$$

Kapasiteten ved bruddform 1 og 2 beregnes hhv. til

$$F_{T,1,Rd} = \frac{4M_{pl,Rd}}{m} = \frac{4 \cdot 3595216}{32.14} \simeq 447.4 \text{ kN} \quad (61)$$

fra (28) og

$$F_{T,2,Rd} = \frac{2M_{pl,Rd} + n \sum F_{t,Rd}}{m + n} = \frac{2 \cdot 3595216 + 40.17 \cdot 352800}{32.14 + 40.17} \simeq \underline{295.4 \text{ kN}} \quad (62)$$

fra (29). Dette betyr at skruerad 1 har en strekkapasitet på

$$F_{t1,fc,Rd} = \underline{295.4 \text{ kN}} \quad (63)$$

for bøyning av søyleflensen, begrenset av bruddform 2.

Deretter beregner vi kapasiteten mot bøyning av endeplaten, som også kan medføre tre ulike bruddformer. Beregningsgangen er den samme og derfor velger vi kun å inkludere bruddformen som blir dimensjonerende. Den effektive lengden for skrueraden skal nå beregnes for flytelinjene som kan inntreffe i endeplaten [9], og skrueraden betraktes som i Figur 24. Ihht. figuren skal det benyttes andre beregningsmessige avstander fordi T-forbindelsen betraktes vinkelrett på de øvrige ekvivalente T-ene (bjelkens strekkflens betraktes som T-forbindelsens steg). Sveisen til bjelkeflensen er 8 mm tykk og fra Figur 22 har vi

$$m_x = 40 - 0.8 \cdot 8\sqrt{2} \simeq 30.95 \text{ mm} ,$$

$$e_x = 50 \text{ mm}$$

og fra likning (31) beregner vi

$$n_x = \min \left\{ \begin{array}{l} e_{x,min} \\ 1.25m_x \end{array} \right. = \min \left\{ \begin{array}{l} 50 \text{ mm} \\ \underline{38.69 \text{ mm}} \end{array} \right. .$$

Den minste effektive lengden [9] er

$$l_{eff,ep,end} = l_{eff,1} = l_{eff,2} = l_{eff,nc} = 0.5b_p = 0.5 \cdot 200 = 100 \text{ mm} , \quad (64)$$

altså likt for de to bruddformene. Tykkelsen til endeplaten er  $t_{ep} = 20 \text{ mm}$  (jfr. Figur 22) og flytespenning er  $f_{y,ep} = 275 \text{ MPa}$ . Dette gir oss den plastiske momentkapasiteten fra likning (32),

$$M_{pl,Rd} = \frac{l_{eff,ep,end} t_{ep}^2 f_y}{4 \gamma_{M0}} = \frac{100 \cdot 20^2 \cdot 275}{4 \cdot 1.0} = 2.75 \cdot 10^6 \text{ Nmm} . \quad (65)$$

Vi kontrollerer de tre bruddformene og finner at kapasiteten til skrueraden i den forlengede delen av endeplaten begrenses av bruddform 2 (29). Strekkapasiteten til skruene (bruddform 3) har vi fra (60), og vi beregner kapasiteten ved bøyning av endeplaten for skruerad 1,

$$\begin{aligned} F_{t1,ep,Rd} = F_{T,2,Rd} &= \frac{2M_{pl,Rd} + n \sum F_{t,Rd}}{m + n} \\ &= \frac{2 \cdot 2.75 \cdot 10^6 + 38.69 \cdot 352800}{30.95 + 38.69} \simeq \underline{275.0 \text{ kN}} . \end{aligned} \quad (66)$$

Før vi kan bestemme den effektive strekkapasiteten til skruerad 1 må stekkapasiteten til stegene kontrolleres. Ved beregning av søylesteget (33) må vi ta høyde for innvirkningen av skjærbelastning, ved reduksjonsfaktoren  $\omega$ . For énsidede bjelke-søyle-forbindelser er denne definert [9] ved

$$\omega = \omega_1 = \frac{1}{\sqrt{1+1.3(b_{eff,t,wc} t_{wc}/A_{vc})^2}}$$

der  $A_{vc}$  er skjærarealet til søylen, jfr. avsnitt 2.2.4. Skjærarealet beregnes som beskrevet i[8],

$$\begin{aligned} A_{vc} &= A - 2 b_c t_{fc} + (t_{wc} + 2 r_c)t_{fc} \\ &= 7640 - 2 \cdot 205.8 \cdot 14.2 + (9.4 + 2 \cdot 10.2) \cdot 14.2 \simeq 2218 \text{ mm}^2 , \end{aligned}$$

der  $A$  er søylens tverrsnittsareal og  $t_{fc}$  er tykkelsen på søyleflensen, fra [7]. Den effektive bredden skal beregnes som den effektive lengden til skrueraden (59),

$$b_{eff,t,wc} = l_{eff,fc,end} = 200.9 \text{ mm} .$$

Dette gir reduksjonsfaktoren

$$\omega = \frac{1}{\sqrt{1+1.3(200.9 \cdot 9.4/2218)^2}} \simeq 0.7175 .$$

Vi kan nå beregne søylestegets strekkapasitet (33), betraktet for skruerad 1,

$$F_{t,wc,Rd} = \frac{\omega b_{eff,t,wc} t_{wc} f_{y,wc}}{\gamma_{M0}} = \frac{0.7175 \cdot 200.9 \cdot 9.4 \cdot 355}{1.0} \simeq 481 \text{ kN} . \quad (67)$$

Ihht. regelverket skal strekkapasiteten til bjelkesteget beregnes på tilsvarende måte søylesteget, for alle skruerader. Den effektive bredden skal imidlertid beregnes som den effektive lengden til T-forbindelsen som representerer bøyning av endeplaten (64),

$$b_{eff,t,wb} = l_{eff,ep,end} = 100 \text{ mm} .$$

Strekkapasiteten til bjelkesteget beregnes fra (34),

$$F_{t,wb,Rd} = \frac{b_{eff,t,wb} t_{wb} f_{y,wb}}{\gamma_{M0}} = \frac{100 \cdot 6.3 \cdot 355}{1.0} \simeq 223.6 \text{ kN} \quad (68)$$

der  $t_{wb}$  er tykkelsen til bjelkesteget, fra [7]. Vi ser at denne kapasiteten blir svært lav, grunnet den lave effektive bredden. Men som diskutert i avsnitt 2.3.4 er lite sannsynlig at skruerad 1 vil overføre strekkraften fra bjelkesteget. Raden danner også ekvivalent T-forbindelse med bjelkeflensen (jfr. Figur 24) og ikke med steget. Denne kapasiteten (68) ville altså i prinsippet blitt dimensjonerende for skruerad 1, men vi velger å se bort den og benytter heller den lavest av de andre kapasitetene (66),

$$\underline{F_{t1,Rd} = F_{t1,ep,Rd} = 275.0 \text{ kN} .} \quad (69)$$

Dette er altså den effektive strekkapasiteten til skruerad 1, så fremt den ikke overstiger kapasiteten til de øvrige komponentene, jfr. avsnitt 2.3.4.

Av de øvrige komponentene i sammenføyningen kontrollerer vi først søylestegets skjærkapasitet (37),

$$V_{wp,Rd} = \frac{0.9 f_{y,wc} A_{vc}}{\sqrt{3} \gamma_{M0}} = \frac{0.9 \cdot 355 \cdot 2218}{\sqrt{3} \cdot 1.0} \simeq 409.1 \text{ kN} . \quad (70)$$

Deretter kontrollerer vi søylestegets trykkapasitet (39). Den effektive bredden mht. trykk beregnes fra likning (15),

$$\begin{aligned} b_{eff,c,wc} &= t_{fb} + 2a_b\sqrt{2} + 5(t_{fc} + r_c) + s_p \\ &= 10.9 + 2 \cdot 6\sqrt{2} + 5(14.2 + 10.2) + 24\sqrt{2} \simeq 183.8 \text{ mm} . \end{aligned}$$

Her har vi altså valgt  $s_p = 24\sqrt{2}$  fordi endeplaten er 24 mm lang under bjelkens trykkflens (jfr. Figur 22).

For å beregne den reduserende knekkfaktoren  $\rho$  må vi finne søylestegets relative slankhet. Fra litteraturen [4] og [13] har vi for plater

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{kr}}} = \sqrt{\frac{f_y}{k_\sigma \sigma_E}} = \sqrt{\frac{f_y}{k_\sigma}} \sqrt{\frac{12(1-\nu^2)}{\pi^2 E}} \frac{b_p}{t} \simeq \frac{1.05}{\sqrt{k_\sigma}} \sqrt{\frac{b_p^2 f_y}{E t^2}}$$

til sammenlikning med formelen i Eurokode 3 [9],

$$\bar{\lambda} = 0.932 \sqrt{\frac{b_{eff,c,wc} d_{wc} f_{y,wc}}{E t_{wc}^2}} .$$

Her er  $d_{wc} = 160.8 \text{ mm}$  avstanden mellom radiene i søyleprofilen. Vi beregner

$$\bar{\lambda} = 0.932 \sqrt{\frac{183.8 \cdot 160.8 \cdot 355}{210000 \cdot 9.4^2}} \simeq 0.701 < 0.72$$

og derav [9] kan vi sette  $\rho = 1.0$ . Vi utelukker ytterligere beskrivelse av knekningsproblemet da dette ikke er sentralt for skrueforbindelser. Reduksjonsfaktoren for skjær  $\omega$  beregnes på samme måte som i strekksonen (se over), men ved bruk av effektiv lengde for trykksonen [9]. Skjærarealet av søylen er tilsvarende i begge sonene, og vi finner

$$\omega = \frac{1}{\sqrt{1+1.3(b_{eff,c,wc} t_{wc}/A_{vc})^2}} = \frac{1}{\sqrt{1+1.3(183.8 \cdot 9.4/2218)^2}} \simeq 0.7477 .$$

Som tidligere poengtert vil den ytre kraften i hovedsak medføre et moment i forbindelsespunktet, grunnet den lange momentarmen. Den ytre kraften vil dermed være relativt liten og vil ikke medføre aksialspenninger i søylen av betydning for dimensjoneringen. Følgelig setter vi faktoren  $k_{wc} = 1.0$ . Vi benytter likning (38) og finner trykkapasiteten til søylesteget,

$$F_{c,wc,Rd} = \frac{\omega k_{wc} b_{eff,c,wc} t_{wc} f_{y,wc}}{\gamma_{M0}} = \frac{0.7477 \cdot 183.8 \cdot 9.4 \cdot 355}{1.0} \simeq 458.5 \text{ kN} . \quad (71)$$

Den siste av de øvrige komponentene vi må kontrollere er trykkapasiteten til bjelkens steg og flens (40). Denne er basert på den plastiske momentkapasiteten til bjelken. Ved en konservativ betraktning kan vi neglisjere stegarealet, og tenke oss at bjelkesteget er reservert for opptak av skjærkraft. Vi antar at flensene opptar normalspenningene, og beregner derav tverrsnittets motstandsmoment ved plastisk tilstand [3],

$$W_p = A_f(h - t_{fb}) = t_{fb} b_{fb} (h - t_{fb}) = 10.9 \cdot 146.4 \cdot (256 - 10.9) \simeq 391120 \text{ mm}^3$$

der  $A_f$  er arealet av bjelkeflensen og  $h$  er bjelkehøyden, med dimensjoner fra [7]. Derav finner vi bjelkens plastiske momentkapasitet

$$M_{c,Rd} = f_y W_p = 355 \cdot 391120 \simeq 138.85 \cdot 10^6 \text{ Nmm}$$

og trykkapasitet (40),

$$F_{c,fb,Rd} = \frac{M_{c,Rd}}{(h - t_{fb})} = \frac{138.85 \cdot 10^6}{(256 - 10.9)} \simeq 566.5 \text{ kN} , \quad (72)$$

som forøvrig tilsvarende trykkapasiteten til bjelkeflensen alene (grunnet den konservative betraktningen).

Vi ser skjærkapasiteten til søylesteget  $V_{wp,Rd}$  (70) blir dimensjonerende av de øvrige kapasitetene. Det betyr at sammenføyningens totale kapasitet blir begrenset av  $V_{wp,Rd}$  så fremt alle skrueadene samlet har høyere kapasitet enn (70).

### Skruerad 2

Som neste steg i beregningsgangen må vi kontrollere skruerad 2. Fremgangsmåten er identisk som for den første skrueraden, men rad 2 må i tillegg betraktes som en gruppe i samvirke med rad 1, jfr. avsnitt 2.3.4 og Figur 17. Vi velger først å kontrollere for strekk i bjelkesteget da denne kapasiteten er “mer relevant” for skruerad 2, som tidligere beskrevet. En skruerad i endeplaten, under bjelkens strekkflens, skal ikke anses som del av en gruppe med skruerader ovenfor bjelkeflensen (jfr. avsnitt 2.3.4). Den effektive bredden skal beregnes som den effektive lengden. Da må vi først finne parameteren  $\alpha$  fra diagrammet i Figur 11. Diagrammet er forøvrig utbedret i den nyeste utgaven i regelverket. De beregningsmessige avstandene for endeplaten

$$\begin{aligned} e &= b_p/2 - 45 = 55 \text{ mm} , \\ m &= 45 - t_{wb}/2 - 0.8 \cdot 6\sqrt{2} \simeq 35.06 \text{ mm} , \\ m_2 &= 60 - t_{fb} \cdot 0.8 \cdot 8\sqrt{2} \simeq 40.05 \text{ mm} \text{ og} \\ n &= \min \left\{ \begin{array}{l} e_{min} \\ 1.25m \end{array} \right. = \min \left\{ \begin{array}{l} 55 \text{ mm} \\ 43.8 \text{ mm} \end{array} \right. \end{aligned}$$

gir oss de geometriske faktorene

$$\lambda_1 = \frac{m}{m+e} = \frac{35.06}{35.06+55} \simeq 0.39 \quad \text{og} \quad \lambda_2 = \frac{m_2}{m+e} = \frac{40.05}{35.06+55} \simeq 0.44 .$$

Herav finner vi parameteren  $\alpha \simeq 6.35$  ihht. [9]. Følgelig blir den laveste effektive bredden

$$b_{eff,t,wb} = l_{eff,ep} = 2\pi m = 2\pi \cdot 35.06 \simeq 220.3 \text{ mm} .$$

Dette gir oss strekkkapasiteten til bjelkesteget fra (34),

$$F_{t,wb,Rd} = \frac{b_{eff,t,wb} t_{wb} f_{y,wb}}{\gamma_{M0}} = \frac{220.3 \cdot 6.3 \cdot 355}{1.0} \simeq 492.7 \text{ kN} . \quad (73)$$

Deretter skal vi kontrollere bøyning av søyleflens og endeplate og strekk av søyleflensen. Fordi fremgangsmåten for disse beregningene er identisk for alle skruerader inkluderer vi kun den dimensjonerende kapasiteten av disse, som blir bruddform 2 ved bøyning av søyleflensen for skruergruppen av rad 1 og 2. Fra Figur 17 beregnes den effektive lengden av skruergruppen som

$$\sum l_{eff,fc,2} = \sum l_{eff,2} = p + (2m + 0.625e + 0.5p)$$

der  $p$  er avstanden mellom skrueradene. Regelverket forteller imidlertid ikke om  $p$  skal være avstanden mellom skruerad 1 og 2 eller 2 og 3. Derfor ser vi det som hensiktsmessig å benytte avstanden mellom rad 1 og 2 for bidraget til lengden

fra rad 1, og  $p = p_1/2 + p_2/2$ , altså en sum av halvparten av de to avstandene, for bidraget fra rad 2. De øvrige beregningsmessige avstandene er tidligere beregnet, for rad 1. Vi får

$$\begin{aligned} \sum l_{eff,fc,2} &= p + (2m + 0.625e + 0.5p) \\ &= \left(\frac{100}{2} + \frac{140}{2}\right) + (2 \cdot 32.14 + 0.625 \cdot 57.9 + 0.5 \cdot 100) \simeq 270.46 \text{ mm} . \end{aligned}$$

Fra den summerte effektive lengden finner vi den plastiske momentkapasiteten (32)

$$M_{pl,2,Rd} = \frac{\sum l_{eff,fc,2} t_{fc}^2 f_y}{4 \gamma_{M0}} = \frac{270.46 \cdot 14.2^2 \cdot 355}{4 \cdot 1.0} \simeq 4.84 \cdot 10^6 \text{ Nmm}$$

som medfører strekkapasiteten

$$\begin{aligned} F_{t,fc,Rd} = F_{T,2,Rd} &= \frac{2M_{pl,2,Rd} + n \sum F_{t,Rd}}{m + n} \\ &= \frac{2 \cdot 4.84 \cdot 10^6 + 40.17 \cdot 2 \cdot 352800}{32.14 + 40.17} \simeq 525.8 \text{ kN} . \end{aligned}$$

for skruegruppen, jfr. (29). Slik avsnitt 2.3.4 beskriver, trekker vi fra den effektive strekkapasiteten til skruerad 1,

$$F_{t2,Rd} = F_{t,fc,Rd} - F_{t1,Rd} = 525.8 - 275.0 = 250.8 \text{ kN} . \quad (74)$$

Dette er altså den effektive strekkapasiteten til skruerad 2, men fordi summen av av radene (525.8 kN) er høyere enn søylens skjærkapasitet (70), må vi redusere

$$F_{t2,Rd} = V_{wp,Rd} - F_{t1,Rd} = 409.1 - 275.0 = \underline{134.1 \text{ kN}} . \quad (75)$$

Til slutt må kontrollere forholdet mellom  $F_{t1,Rd}$  og  $F_{t2,Rd}$  fordi

$$1.9F_{t2,Rd} = 1.9 \cdot 134.1 \simeq 254.8 \text{ kN} < 275 \text{ kN} = F_{t1,Rd} .$$

Forholdet baseres på skrueradenes avstand til senter av trykksonen, definert ved senter av bjelkens trykkflens for skrudde endeplate-forbindelser. Det betyr at avstanden fra skruerad 1 og 2 til trykksonen, hhv. er

$$\begin{aligned} h_1 &= h_b + 40 - t_{fb}/2 = 256 + 40 - 10.9/2 = 290.55 \text{ mm} \text{ og} \\ h_2 &= h_b - 60 - t_{fb}/2 = h_1 - 100 = 190.55 \text{ mm} \end{aligned}$$

jfr. Figur 22. Som beskrevet i avsnitt 2.3.4 skal

$$F_{t2,Rd} \leq F_{t1,Rd} \frac{h_2}{h_1} = 275 \cdot \frac{190.55}{290.55} \simeq 180.3 \text{ kN}$$

Kravet er derav tilfredsstillt. Vi har nå fullført beregningene for den effektive strekkapasiteten til skruerad 1 og 2. Fordi summen av disse er begrenset av skjærkapasiteten til søylen, er sammenføyningens totale kapasitet “brukt opp”, og vi kan ikke medregne at skruerad 3 vil bidra til forbindelsens momentkapasitet.

#### Momentkapasitet

Vi kan nå benytte de effektive kapasitetene av de to skrueradene i strekksonen til å dimensjonere momentkapasiteten til bjelke-søyle-forbindelsen (26),

$$M_{j,Rd} = \sum h_r F_{tr,Rd} = 275 \cdot 0.29055 + 134.1 \cdot 0.19055 \simeq \underline{105.4 \text{ kNm}} . \quad (76)$$

#### Rotasjonsstivhet og -kapasitet

Avslutningsvis for den opprinnelige forsøksforbindelsen må vi beregne momentrotasjonskarakteristikken til sammenføyningen. Dette gjøres ved bruk av “komponent-fjær” metoden som er beskrevet i avsnitt 2.3.4. Rotasjonsstivheten er altså basert på stivhetskoeffisienter til forbindelsens ulike deler. Først beregner vi den ekvivalente koeffisienten  $k_{eq}$  (47) for skrueradene i strekksonen. For hver rad skal denne bestå av fire koeffisienter, og de effektive lengdene som inngår skal kalkuleres på samme måte som for beregning av strekkapasitet (over). For skruerad 1 har vi mht. strekk i søylesteget,

$$k_{3,1} = \frac{0.7 b_{eff,t,wc} t_{wc}}{d_c} = \frac{0.7 \cdot 200.9}{160.8} \simeq 8.222 ,$$

og for bøyning av søyleflensen,

$$k_{4,1} = \frac{0.9 l_{eff,fc} t_{fc}^3}{m^3} = \frac{0.9 \cdot 150.47 \cdot 14.2^3}{32.14^3} \simeq 11.680$$

der  $l_{eff,fc}$  er beregnet som gruppe jfr. Figur 17. De effektive lengdene som inngår i stivhetskoeffisientene skal altså velges som den laveste, betraktet både individuelt og som del av en gruppe skruerader [9]. For bøyning av endeplaten har vi

$$k_{5,1} = \frac{0.9 l_{eff,ep,end} t_{ep}^3}{m_x^3} = \frac{0.9 \cdot 100.0 \cdot 20^3}{30.95^3} \simeq 24.285$$

og for strekk i skruene,

$$k_{10,1} = \frac{1.6 A_s}{L_b} = \frac{1.6 \cdot 245}{49.7} \simeq 7.887$$



der  $L_b$  er skruens forlengelseslengde, jfr. Figur 15. Denne settes lik avstanden mellom skruehodet og mutteren ( $20 + 14.2 = 34.2 \text{ mm}$ ) pluss halvparten av summen til høyden på skruehodet og mutteren ( $((13 + 18)/2 = 15.5 \text{ mm})$  [16].

For skruerad 2 er  $k_{3,2} = k_{3,1}$  og  $k_{10,2} = k_{10,1}$ . For bøyning av søyleflensen vil igjen  $l_{eff,fc}$  beregnes som gruppe, jfr. Figur 17,

$$k_{4,2} = \frac{0.9 l_{eff,fc} t_{fc}^3}{m^3} = \frac{0.9 \cdot 100 \cdot 14.2^3}{32.14^3} \simeq 7.762 ,$$

og tilsvarende for bøyning av endeplaten,

$$k_{5,2} = \frac{0.9 l_{eff,ep} t_{ep}^3}{m^3} = \frac{0.9 \cdot 168.1 \cdot 20^3}{35.05^3} \simeq 28.110 .$$

Vi benytter disse til å beregne de effektive stivhetskoeffisientene (48) til skrueradene

$$k_{eff,1} = \frac{1}{\sum_i \frac{1}{k_{i,1}}} \simeq 2.665 \quad \text{og} \quad k_{eff,2} = \frac{1}{\sum_i \frac{1}{k_{i,2}}} \simeq 2.445 ,$$

og den ekvivalente avstanden for disse til trykksonen (49),

$$z_{eq} = \frac{\sum_r k_{eff,r} h_r^2}{\sum_r k_{eff,r} h_r} = \frac{2.665 \cdot 290.55^2 + 2.445 \cdot 190.55^2}{2.665 \cdot 290.55 + 2.445 \cdot 190.55} \simeq 253 \text{ mm} .$$

Det virker fornuftig at denne avstanden er noe lengre enn momentarmen til bjelken ( $245.1 \text{ mm}$ ) da den øverste skrueraden har litt høyere stivhetskoeffisient. Vi benytter resultatene til å finne den ekvivalente stivhetskoeffisienten til skrueradene i strekksonen (47),

$$k_{eq} = \frac{\sum_r k_{eff,r} h_r}{z_{eq}} = \frac{2.665 \cdot 290.55 + 2.445 \cdot 190.55}{253} \simeq 4.90$$

Ved dimensjonering av rotasjonsstivheten må vi i tillegg ta høyde for stivheten til søylen ved skjær ( $k_1$ ) og trykk ( $k_2$ ), jfr. avsnitt 2.3.4. For skjær i søylesteget har vi [9]

$$k_1 = \frac{0.38 A_{vc}}{z} = \frac{0.38 \cdot 2218}{240.55} \simeq 3.504$$

for énsidete bjelke-søyle-forbindelser. Her er momentarmen  $z$  beregnet fra midt mellom skrueradene ( $(290.55 + 190.55)/2$ ) til trykksonens senter [9]. Stivhetskoeffisienten for trykk i søylesteget er (til sammenlikning med  $k_{3,i}$ ) gitt ved

$$k_2 = \frac{0.7 b_{eff,c,wc} t_{wc}}{d_c} = \frac{0.7 \cdot 183.8 \cdot 9.4}{160.8} \simeq 7.52 .$$

Fra  $k_{eq}$ ,  $k_1$  og  $k_2$  ser vi at stivheten for skjær i søylesteget ( $k_1$ ) er den laveste, på samme måte som  $V_{wp,Rd}$  blir dimensjonerende for sammenføyningens kapasitet. Nå kan vi kalkulere

$$\sum_i \frac{1}{k_i} = \frac{1}{k_{eq}} + \frac{1}{k_1} + \frac{1}{k_2} \simeq 0.622$$

og finne den initielle retasjonsstivheten til sammenføyningen fra (42),

$$S_{j,ini} = \frac{Ez_{eq}^2}{\mu \sum_i \frac{1}{k_i}} = \frac{210000 \cdot 253^2}{1.0 \cdot 0.622} \simeq \underline{21595.1 \text{ kNm}} . \quad (77)$$

Fra denne “komponent-fjær” metoden ser vi forøvrig at det ikke inngår noen fasthetsverdier for materialene. Det betyr at vi også kan benytte denne initielle rotasjonsstivheten ved dimensjonering av forbindelsene med alternative materialer. Rotasjonsstivheten til den opprinnelige forsøksforbindelsen vil ihht. (43) og Figur 18 være lineær til

$$\frac{2}{3} M_{j,Rd} = \frac{2}{3} \cdot 105.4 \simeq 70.3 \text{ kNm}$$

jfr. (76). Til å kalkulere den resterende (ikke-lineære) moment-rotasjonskarakteristikken benytter vi likningene (42), (45) og (46) for et utvalg av momenter  $M_{j,Ed}$ , i området

$$2/3 M_{j,Rd} < M_{j,Ed} \leq M_{j,Rd} .$$

Eksempelvis for momentkapasiteten  $M_{j,Rd}$  har vi  $\mu = 1.5^{2.7} \simeq 3$  og stivheten

$$S_j = \frac{S_{j,ini}}{3} = \frac{21595.1}{3} \simeq 7198.3 \text{ kNm}$$

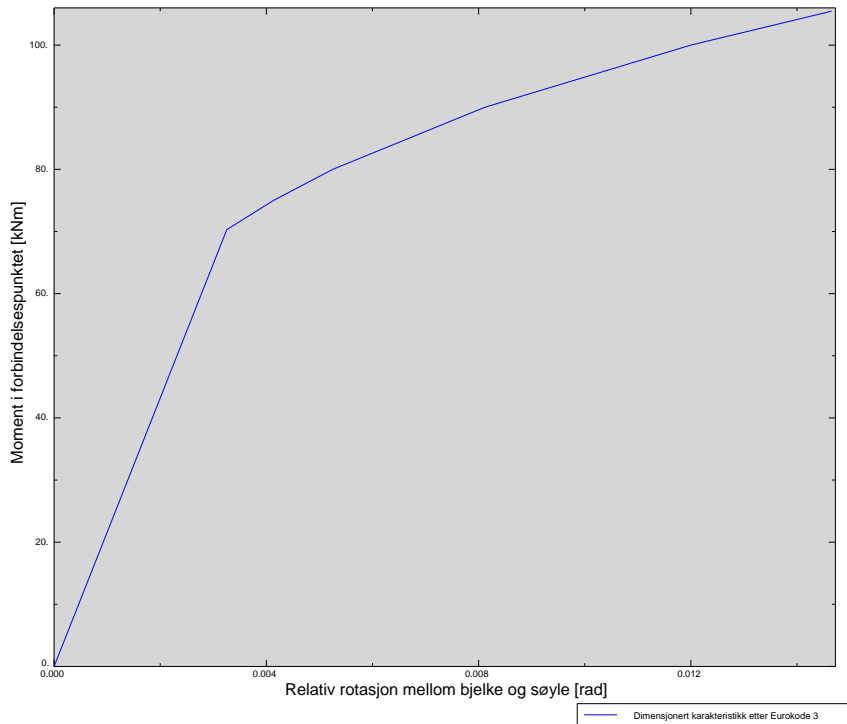
som gir rotasjonen

$$\phi_{Rd} = \frac{M_{j,Rd}}{S_j} = \frac{105.4}{7198.3} \simeq \underline{0.0146 \text{ rad}} . \quad (78)$$

Dimensjoneringen tilsier altså at denne forbindelsen kan anses som sprø, og ikke duktil, ihht. avsnitt 2.2.5. Den dimensjonerte moment-rotasjonskarakteristikken er vist i Figur 25.

Som beskrevet i avsnitt 2.3.4 (rotasjonskapasitet) kan vi anta at forbindelsen har tilstrekkelig rotasjonskapasitet fordi momentkapasiteten er begrenset av skjærkapasiteten til søylesteget ( $V_{wp,Rd}$ ), jfr. (70), og likning (50) er oppfylt,

$$\frac{d_c}{t_{wc}} = 17.1 \text{ mm} \leq 69\epsilon = 69\sqrt{\frac{235}{f_y}} = 56.1 \text{ mm} .$$



Figur 25: Moment-rotasjonskarakteristikk for den opprinnelig forsøksforbindelsen, med 8.8 – skruer.

### Bjelke-søyle-forbindelse med 10.9 – skruer

Vi vil nå betrakte forbindelsen i Figur 22 og erstatte de opprinnelige skruene med skruer i fasthetsklasse 10.9. Disse skruene har høyere fasthet og er mindre duktile (jfr. Tabell 1), så det vil være interessant å se hvilken innvirkning dette har for sammenføyningen. Beregningsgangen er identisk som for den opprinnelige forbindelsen i forrige avsnitt. Derfor vil vi kun inkludere de kritiske-, eller de dimensjonerende kapasitetene og verdiene, i beregningene under.

#### Skruerad 1

Til å begynne med kan vi finne strekkapasitet til skruene i en rad (2 skruer). Fra (30) har vi

$$\sum F_{t,Rd} = 2 \cdot \frac{0.9 f_{ub} A_s}{\gamma_{M2}} = 2 \cdot \frac{0.9 \cdot 1000 \cdot 245}{1.0} = 441 \text{ kN} ,$$

som forøvrig også er kapasiteten ved bøyning av søyleflens og endeplate, ved bruddform 3. Strekkapasiteten til skruerad 1, for den opprinnelige forbindelsen

med svakere skruer, var begrenset av bøyning av endeplaten, bruddform 2. Derav er det grunn til å tro at sterkere skruer vil medføre bruddform 1 eller 2 for den samme komponenten.

Etter en komplett kontroll av skrueraden i den forlengede delen av endeplaten finner vi som forventet at kapasiteten begrenses av kontrollen for bøyning av endeplaten, ved bruddform 2. Den effektive lengden og den plastiske momentkapasiteten til endeplaten vil være likt som for forrige beregning. Fra (65) har vi

$$M_{pl,Rd} = \frac{l_{eff,ep,end} t_{ep}^2 f_y}{4 \gamma_{M0}} = \frac{100 \cdot 20^2 \cdot 275}{4 \cdot 1.0} = 2.75 \cdot 10^6 \text{ Nmm} ,$$

og dette gir oss skrueradens effektive strekkapasitet (29),

$$\begin{aligned} F_{t1,Rd} = F_{T,2,Rd} &= \frac{2M_{pl,Rd} + n \sum F_{t,Rd}}{m + n} \\ &= \frac{2 \cdot 2.75 \cdot 10^6 + 38.69 \cdot 441000}{30.95 + 38.69} \simeq \underline{324.0 \text{ kN}} . \end{aligned} \quad (79)$$

#### Skruerad 2

Vi ser den effektive strekkapasiteten til skruerad 1 er relativt høy. Fordi vi har sterkere skruer i denne forbindelsen enn den opprinnelige, vil kapasitetene til de ulike komponentene i skruerad 2 for denne forbindelsen, uansett ikke være lavere enn for den opprinnelige forbindelsen. Dette innebærer at vi direkte kan redusere den effektive kapasiteten til skruerad 2 mht. skjærkapasiteten til søylesteget (70),

$$F_{t2,Rd} = V_{wp,Rd} - F_{t1,Rd} = 409.1 - 324.0 = \underline{85.1 \text{ kN}} . \quad (80)$$

Kravet som angår forholdet mellom  $F_{t1,Rd}$  og  $F_{t2,Rd}$  er tilfredsstillt.

#### Momentkapasitet

Vi benytter deretter de effektive kapasitetene av de to skrueradene i strekksonen til å dimensjonere momentkapasiteten til bjelke-søyle-forbindelsen med 10.9 – skruer (26),

$$M_{j,Rd} = \sum h_r F_{tr,Rd} = 324.0 \cdot 0.29055 + 85.1 \cdot 0.19055 \simeq \underline{110.4 \text{ kNm}} . \quad (81)$$

#### Rotasjonsstivhet og -kapasitet

Som beskrevet under dimensjoneringen av den opprinnelige forbindelsen, inngår det ingen fasthetsverdier for materialene i “komponent-fjær” metoden. Det betyr

at vi også kan benytte den initielle rotasjonsstivheten (77) ved dimensjonering av denne forbindelsen med 10.9 – skruer,

$$S_{j,ini} = \frac{E z_{eq}^2}{\mu \sum_i \frac{1}{k_i}} \simeq 21595.1 \text{ kNm} .$$

Ihht. (43) og Figur 18 vil rotasjonsstivheten være lineær for

$$\frac{2}{3} M_{j,Rd} = \frac{2}{3} \cdot 110.4 = 73.6 \text{ kNm} .$$

Til å kalkulere den resterende (ikke-lineære) moment-rotasjonskarakteristikken benytter vi likningene (42), (45) og (46) for et utvalg av momenter  $M_{j,Ed}$ , i området

$$2/3 M_{j,Rd} < M_{j,Ed} \leq M_{j,Rd} .$$

Eksempelvis for momentkapasiteten  $M_{j,Rd}$  har vi fra forrige beregning (den opprinnelige testforbindelsen)

$$S_j = \frac{S_{j,ini}}{3} \simeq 7198.3 \text{ kNm}$$

som gir rotasjonen

$$\phi_{Rd} = \frac{M_{j,Rd}}{S_j} = \frac{110.4}{7198.3} \simeq 0.0153 \text{ rad} . \quad (82)$$

Dimensjoneringen tilsier altså at også denne forbindelsen med 10.9 – skruer kan anses som sprø, og ikke duktil, ihht. avsnitt 2.2.5. Den dimensjonerte moment-rotasjonskarakteristikken er vist i Figur 54, der vi skal sammenlikne resultatene.

Som beskrevet i avsnitt 2.3.4 (rotasjonskapasitet) kan vi anta at forbindelsen har tilstrekkelig rotasjonskapasitet fordi momentkapasiteten er begrenset av skjærkapasiteten til søylesteget ( $V_{wp,Rd}$ ), jfr. (80) og likning (50) er oppfylt.

### Bjelke-søyle-forbindelse med 4.6 – skruer

Vi vil nå betrakte forbindelsen i Figur 22 og erstatte de opprinnelige skruene med skruer i fasthetsklasse 4.6. Disse skruene har lavere fasthet og er mer duktile. I en global analyse kan vi forvente en mer duktil oppførsel, og antagelig en lavere momentkapasitet.

### Skruerad 1

Etter hva vi har sett fra de foregående forbindelsene er det endeplaten som er den svakeste komponenten ved kontroll av skruerad 1. Fordi 4.6 – skruene er svakere enn skruene i den opprinnelig forbindelsen, er det å forvente at kapasiteten til T-forbindelsen med endeplaten begrenses av bruddform 2 eller 3. Etter en kontroll av alle komponentene finner vi at dette er tilfelle. Den effektive strekkapasiteten til skruerad 1 begrenses av bruddform 3 (30) for endeplaten,

$$F_{t1,Rd} = F_{T,3,Rd} = 2 \cdot \frac{0.9 f_{ub} A_s}{\gamma_{M2}} = 2 \cdot \frac{0.9 \cdot 400 \cdot 245}{1.0} = \underline{176.4 \text{ kN}} . \quad (83)$$

### Skruerad 2

For skruerad 2 kan vi tilsvarende forvente at den svakeste komponenten er bøyning av søyleflensen, betraktet som en gruppe av rad 1 og 2. Dette er tilfelle. Søyleflensen er så svak for bøyning at strekkapasiteten til skruegruppen begrenses av bruddform 2. De beregningsmessige avstandene, effektiv lengde av flytelinjene og plastisk momentkapasitet er som før. Derav får vi

$$\begin{aligned} F_{t,fc,Rd} = F_{T,2,Rd} &= \frac{2M_{pl,2,Rd} + n \sum F_{t,Rd}}{m + n} \\ &= \frac{2 \cdot 4.84 \cdot 10^6 + 40.17 \cdot 2 \cdot 176400}{32.14 + 40.17} \simeq 329.8 \text{ kN} . \end{aligned}$$

for skruegruppen, jfr. (29). Slik avsnitt 2.3.4 beskriver, trekker vi fra den effektive strekkapasiteten til skruerad 1,

$$F_{t2,Rd} = F_{t,fc,Rd} - F_{t1,Rd} = 329.8 - 176.4 = \underline{153.4 \text{ kN}} . \quad (84)$$

Dette er altså den effektive strekkapasiteten til skruerad 2. Fordi summen av av radene (329.8 kN) er lavere enn søylens skjærkapasitet (70), må vi i tillegg kontrollere skruerad 3 i denne forbindelsen. Det er vanlig å anta at denne skrue-raden befinner seg i trykksonen (jfr. Figur 6), men fordi vi benytter så svake og duktile skruer vil også den nederste skrueraden utsettes for strekk ved høy momentbelastning.

### Skruerad 3

Den effektive strekkapasiteten til den nederste skrueraden begrenses av forholdet mellom  $F_{t1,Rd}$  og  $F_{t3,Rd}$ . De øvrige kapasitetene til komponentene er høyere. Dette

virker rimelig da skrueraden befinner seg så langt ned i forhold til de andre radene. Som beskrevet i avsnitt 2.3.4 skal

$$F_{t3,Rd} \leq F_{t1,Rd} \frac{h_3}{h_1} = 176.4 \cdot \frac{50.55}{290.55} \simeq \underline{30.7 \text{ kN}} \quad (85)$$

#### Momentkapasitet

Vi benytter de effektive kapasitetene av skrueradene til å dimensjonere momentkapasiteten til bjelke-søyle-forbindelsen med 4.6 – skruer (26),

$$\begin{aligned} M_{j,Rd} &= \sum h_r F_{tr,Rd} \\ &= 176.4 \cdot 0.29055 + 153.4 \cdot 0.19055 + 30.7 \cdot 0.05055 \simeq \underline{82.0 \text{ kNm}} . \end{aligned} \quad (86)$$

#### Rotasjonsstivhet og -kapasitet

For alle de betraktede forbindelsene har vi altså

$$S_{j,ini} = \frac{E z_{eq}^2}{\mu \sum_i \frac{1}{k_i}} \simeq \underline{21595.1 \text{ kNm}} .$$

Ihht. (43) og Figur 18 vil rotasjonsstivheten være lineær for

$$\frac{2}{3} M_{j,Rd} = \frac{2}{3} \cdot 82.0 = 54.6 \text{ kNm} .$$

Til å kalkulere den resterende (ikke-lineære) moment-rotasjonskarakteristikken benytter vi likningene (42), (45) og (46) for et utvalg av momenter  $M_{j,Ed}$ , i området

$$2/3 M_{j,Rd} < M_{j,Ed} \leq M_{j,Rd} .$$

Eksempelvis for momentkapasiteten  $M_{j,Rd}$  har vi fra den første beregningen (den opprinnelige testforbindelsen)

$$S_j = \frac{S_{j,ini}}{3} \simeq 7198.3 \text{ kNm}$$

som gir rotasjonen

$$\phi_{Rd} = \frac{M_{j,Rd}}{S_j} = \frac{82.0}{7198.3} \simeq \underline{0.0114 \text{ rad}} . \quad (87)$$

Dimensjoneringen tilsier altså at også denne forbindelsen med 4.6 – skruer kan anses som sprø, og ikke duktil, ihht. avsnitt 2.2.5. Den dimensjonerte moment-rotasjonskarakteristikken er vist i Figur 54, der vi skal sammenlikne resultatene.

Som beskrevet i avsnitt 2.3.4 (rotasjonskapasitet) kan vi anta at forbindelsen har tilstrekkelig rotasjonskapasitet fordi momentkapasiteten er begrenset av bøyning av søyleflensen og likning (51) er oppfylt,

$$t = 14.2 \text{ mm} \leq 0.36d_c \sqrt{\frac{f_{ub}}{f_y}} = 61.4 \text{ mm} .$$

#### **Bjelke-søyle-forbindelse med 8.8 – skruer og S355 endeplate**

Vi vil nå betrakte forbindelsen i Figur 22 og erstatte den opprinnelige endeplaten med en sterkere plate, av stålsort S355. Forøvrig har vi sett i de foregående beregningene at søylen kan anses som det svakeste leddet i sammenføyingen. Derfor kan vi ikke forvente betdelig økt momentkapasitet i forhold til den opprinnelige forbindelsen.

##### Skruerad 1

For den opprinnelige testforbindelsen var bøyning av endeplaten dimensjonerende for skruerad 1. Strekkfastheten til den sterkere endeplaten (jfr. Tabell 1) i denne forbindelsen medfører nå at bøyning av søyleflensen blir dimensjonerende, med bruddform 2. Fra 62 har vi da den effektive strekkapasiteten til skruerad 1,

$$F_{t1,Rd} = F_{T,2,Rd} = \frac{2M_{pl,Rd} + n \sum F_{t,Rd}}{m + n} \simeq \underline{295.4 \text{ kN}} \quad (88)$$

##### Skruerad 2

Kapasiteten av alle komponentene mht. rad 2 vil ikke være lavere for denne forbindelsen enn for den opprinnelige testforbindelsen. Det betyr at den effektive strekkapasiteten til skruerad 2 vil bli begrenset av søylens skjærkapasitet (70), på lik linje med den opprinnelige sammenføyingen,

$$F_{t2,Rd} = V_{wp,Rd} - F_{t1,Rd} = 409.1 - 295.4 = \underline{113.7 \text{ kN}} . \quad (89)$$

##### Momentkapasitet

Den dimensjonerende momentkapasiteten (26) til bjelke-søyle-forbindelsen med 8.8 – skruer og S355 endeplate beregnes til

$$M_{j,Rd} = \sum h_r F_{tr,Rd} = 295.4 \cdot 0.29055 + 113.7 \cdot 0.19055 \simeq \underline{107.5 \text{ kNm}} . \quad (90)$$



Rotasjonsstivhet og -kapasitet

For alle de betraktede forbindelsene har vi altså

$$S_{j,ini} = \frac{Ez_{eq}^2}{\mu \sum_i \frac{1}{k_i}} \simeq \underline{21595.1 \text{ kNm}} .$$

Ihht. (43) og Figur 18 vil rotasjonsstivheten være lineær for

$$\frac{2}{3} M_{j,Rd} = \frac{2}{3} \cdot 107.5 \simeq 71.7 \text{ kNm} .$$

Til å kalkulere den resterende (ikke-lineære) moment-rotasjonskarakteristikken benytter vi likningene (42), (45) og (46) for et utvalg av momenter  $M_{j,Ed}$ , i området

$$2/3 M_{j,Rd} < M_{j,Ed} \leq M_{j,Rd} .$$

Eksempelvis for momentkapasiteten  $M_{j,Rd}$  har vi fra den første beregningen (den opprinnelige testforbindelsen)

$$S_j = \frac{S_{j,ini}}{3} \simeq 7198.3 \text{ kNm}$$

som gir rotasjonen

$$\phi_{Rd} = \frac{M_{j,Rd}}{S_j} = \frac{107.5}{7198.3} \simeq \underline{0.0149 \text{ rad}} . \quad (91)$$

Dimensjoneringen tilsier altså at også denne forbindelsen med S355 endeplate kan anses som sprø, og ikke duktil, ihht. avsnitt 2.2.5. Den dimensjonerte moment-rotasjonskarakteristikken er vist i Figur 54, der vi skal sammenlikne resultatene.

Som beskrevet i avsnitt 2.3.4 (rotasjonskapasitet) kan vi anta at forbindelsen har tilstrekkelig rotasjonskapasitet fordi momentkapasiteten er begrenset av skjærkapasiteten til søylesteget.

#### 4.3.3 Oppsummering av dimensjonerende kapasiteter

Alle forbindelsene er dimensjonert til å ha relativt liten rotasjon ved oppnådd momentkapasitet, men de tilfredsstiller kravene for tilstrekkelig rotasjonskapasitet.

#### Opprinnelig forbindelse fra forsøk med 8.8 – skruer

Momentkapasiteten til denne forbindelsen er dimensjonert til (76)

$$M_{j,Rd} = \underline{105.4 \text{ kNm}} ,$$

og skjærkapasiteten (56) til

$$F_{v,Rd} = \underline{134.4 \text{ kN}} .$$

Denne skjærbelastning, påført i angrepspunktet til den ytre lasten, vil gi et moment

$$134.4 \text{ kN} \cdot 1.9 \text{ m} \simeq 255 \text{ kNm} > M_{j,Rd} .$$

Altså er momentkapasiteten dimensjonerende.

#### Bjelke-søyle-forbindelse med 10.9 – skruer

Momentkapasiteten til denne forbindelsen er dimensjonert til (81)

$$M_{j,Rd} = \underline{110.4 \text{ kNm}} ,$$

og skjærkapasiteten (57) vil heller ikke bli dimensjonerende for denne forbindelsen.

#### Bjelke-søyle-forbindelse med 4.6 – skruer

Momentkapasiteten til denne forbindelsen er dimensjonert til (86)

$$M_{j,Rd} = \underline{82.0 \text{ kNm}} ,$$

og skjærkapasiteten (58) vil heller ikke for denne forbindelsen bli dimensjonerende.

### **Bjelke-søyle-forbindelse med 8.8 – skruer og S355 endeplate**

Momentkapasiteten til denne forbindelsen er dimensjonert til (86)

$$M_{j,Rd} = \underline{107.5 \text{ kNm}} ,$$

og skjærkapasiteten er tilsvarende som for den opprinnelige forsøksforbindelsen (56). Denne vil heller ikke bli dimensjonerende.



---

## 5 Bruk av regneark og programvarer til dimensjonering

Det ville vært interessant å dimensjonert bjelke-søyle-forbindelsene ved bruk av programvarer basert på teorien om ekvivalente T-forbindelser, men dessverre finnes det svært få av disse hjelpemidlene. Etter en gjennomgang og vurdering har vi imidlertid funnet et fåtall programmer som muligens kunne kommet til nytte, men disse er lisensbelagt og det vurderes som unødvendig å anskaffe programvarene for denne oppgaven. Noen få gratis programmer er blitt studert, men kvaliteten på disse anses som utilstrekkelig og dårlig.

Fra kapittel 4 ser vi at regelverkbaserte håndberegninger for skrueforbindelser i sammenføyninger er svært tidkrevende. Derfor har vi laget noen regneark for kalkulering av kapasitetene til de ulike komponentene i en bjelke-søyle-forbindelse. Benyttelse av regneark vil effektivisere den kompliserte beregningsgangen, da en raskt kan endre parametere eller dimensjoner dersom den dimensjonerte momentkapasiteten ikke er tilstrekkelig. På denne måten kan man optimalisere en forbindelse og oppnå en duktil oppførsel uten å gjennomføre tidkrevende håndberegninger.

Alle regnearkene er basert på regelverket [9] og skal derfor gi tilsvarende resultater som håndberegningene i kapittel 4. Vi vil av denne grunn bare inkludere et fåtall regneark-baserte beregninger i oppgaven.

### Enkel T-forbindelse med 8.8 – skruer

For å kunne sammenlikne resultatene fra elementanalysen med de regelverkbasert beregningene, er vi nødt for å gjøre noen endringer mht. dimensjoneringen i avsnitt 4.2. For skruene i den numeriske analysen av T-forbindelsen er den nominelle diameter til skaftet  $d = 16 \text{ mm}$  benyttet, og gjengene er ikke modellert. Det betyr at skruenes spenningsareal (under analysen) er

$$A_s = \pi r^2 = \pi \cdot 8^2 \simeq 201 \text{ mm}^2 \quad (= A)$$

og ikke  $157 \text{ mm}^2$ , som er benyttet under dimensjoneringen i avsnitt 4.2. Samtidig inngår det ingen reduksjonsfaktorer i en numerisk analyse. Analyseresultatet er derfor ikke sammenlignbart til dimensjoneringen i avsnitt 4.2. Vi utfører en ny beregning ved bruk av et regneark, der vi tar høyde for disse to endringene, som

---

vil medføre at strekkapasiteten til skruene er høyere (enn i 4.2), og kapasiteten til T-forbindelsen ved bruddform 2 og 3 vil påvirkes.

For kapasitetsberegning av en enkel T-forbindelse kalkulerer vi den effektive lengden som for en skruerad i den forlengede delen av en endeplate (begrunnet i avsnitt 4.2). Derfor benytter vi et regneark som er ment for kapasitetsberegning av en endeplate. Vi inkluderer kun resultatene fra regnearket, vist i Figur 26. Resultatene viser altså de dimensjonerte kapasitetene for de tre ulike bruddformene. Vi ser av figuren at forbindelsens kapasitet blir begrenset av bruddform 2,

$$F_{T,2,Rd} = 207.2 \text{ kN} . \quad (92)$$

Dette resultatet vil altså bli benyttet ved sammenlikning av regelverkbasert dimensjonering og elementanalyse for den enkle T-forbindelsen med 8.8 – skruer.

### **Enkel T-forbindelse med 10.9 – skruer**

Vi vil nå betrakte den enkle T-forbindelsen i Figur 21 med bruk av 10.9 – skruer. Først og fremst er dette gjort for å kontrollere at en numerisk analyse vil gjengi en endring av materialene. En regelverkbasert beregning ved bruk av  $A_s = 157 \text{ mm}^2$  medfører at bruddform 2 blir begrensende for kapasiteten. Men ved bruk av 10.9 – skruer med det nominelle skaftarealet  $A = 201 \text{ mm}^2$  som spenningsareal, oppnår T-forbindelsen bruddform 1 og en høyere kapasitet, jfr. Figur 27. Dersom dette samsvarer med elementanalysen vil det være avgjørende å benytte  $A_s$  ved modellering av skruene i av bjelke-søyle-forbindelse, for å oppnå riktig oppførsel og kapasitet. Alternativt kan skruene modelleres med gjenger. Vi ser av Figur 27 at strekkapasiteten til den enkle T-forbindelsen med 10.9 – skruer er

$$F_{T,1,Rd} = 208.8 \text{ kN} . \quad (93)$$

Vi ser også at kapasiteten ved bruddform 2,  $F_{T,2,Rd}$ , er betydelig høyere, grunnet skruenes spenningsareal  $A_s = 201 \text{ mm}^2$ .

### **Bjelke-søyle-forbindelse fra forsøk**

Ved de to foregående regneark-baserte beregningene har vi altså benyttet et regneark for kontroll av en endeplate. For å vise hvordan dette regnearket ser ut, er et fullstendig eksempel vedlagt i Vedlegg A.

I eksempelet har vi kontrollert skruerad 1 til forsøksforbindelsen i Figur 22, og resultatet er derfor sammenlignbart med  $F_{t1,Rd}$  i likning (66).



**Output parameters:**

<b>Bolts:</b>	
Stress area:	$A_s = 201.0 \cdot \text{mm}^2$
Ultimate tensile strength:	$f_{ub} = 800 \cdot \text{MPa}$
Design tension resistance of one bolt:	$F_{t,Rd} = 144.7 \cdot \text{kN}$
<b>End-plate:</b>	
$e_{min}$ for calculation of resistance force:	$n = 38.25 \cdot \text{mm}$

**Design tension Resistance in bending (Table 6.2):**

Prying elongation limit:	$L_p = 102.4 \cdot \text{mm}$	Prying = "May develop"
<b>Mode 1 (Complete yielding of flange):</b>		Mode 1 and 2 if no prying forces:
Effective length of flange:	$\Sigma l_{e,fl} = 80.0 \cdot \text{mm}$	
Plastic moment:	$M_{pl1,Rd} = 1.6 \cdot \text{kNm}$	
Design Resistance force:	$F_{T1,Rd} = 208.8 \cdot \text{kN}$	$F_{T12,Rd} = \text{"Not relevant"} \cdot \text{kN}$
Utilization:	$\mu_{T1,Rd} = 0.48$	$\mu_{T12,Rd} = \text{"Not relevant"}$
<b>Mode 2 (Bolt failure with yielding of flange):</b>		
Effective length of flange:	$\Sigma l_{e,fl2} = 80.0 \cdot \text{mm}$	
Plastic moment:	$M_{pl2,Rd} = 1.6 \cdot \text{kNm}$	
Design Resistance force:	$F_{T2,Rd} = 207.2 \cdot \text{kN}$	
Utilization:	$\mu_{T2,Rd} = 0.48$	
<b>Mode 3 (Bolt failure):</b>		
Design Resistance force:	$F_{T3,Rd} = 289.4 \cdot \text{kN}$	
Utilization:	$\mu_{T3,Rd} = 0.35$	

Comment = "Mode 2, Bolt failure with yielding of the flange"

Jump to input parameters



Figur 26: Utgangsparametre og resulterende kapasiteter for de tre bruddformene til den enkle T-forbindelsen med 8.8 – skruer og spenningsareal  $A_s = 201 \text{ mm}^2$ .



**Output parameters:**

**Bolts:**

Stress area:  $A_s = 201.0 \text{ mm}^2$   
 Ultimate tensile strength:  $f_{t,k} = 1 \times 10^3 \text{ MPa}$   
 Design tension resistance of one bolt:  $F_{t,Rd} = 130.9 \text{ kN}$

**End-plate:**

$e_{min}$  for calculation of resistance force:  $a = 38.25 \text{ mm}$

**Design tension Resistance in bending (Table 6.2):**

Prying elongation limit:  $L_{pr} = 102.4 \text{ mm}$       Prying = "May develop"

Mode 1 (Complete yielding of flange):      Mode 1 and 2 if no prying forces:

Effective length of flange:  $\Sigma l_{e,fl,1} = 80.0 \text{ mm}$   
 Plastic moment:  $M_{pl,1,Rd} = 1.6 \text{ kNm}$   
 Design Resistance force:  $F_{T,1,Rd} = 208.8 \text{ kN}$        $F_{T,1,2,Rd} = \text{"Not relevant!"} \cdot \text{kN}$   
 Utilization:  $u_{T,1,Rd} = 0.48$        $u_{T,1,2,Rd} = \text{"Not relevant!"}$

Mode 2 (Bolt failure with yielding of flange):

Effective length of flange:  $\Sigma l_{e,fl,2} = 80.0 \text{ mm}$   
 Plastic moment:  $M_{pl,2,Rd} = 1.6 \text{ kNm}$   
 Design Resistance force:  $F_{T,2,Rd} = 247.4 \text{ kN}$   
 Utilization:  $u_{T,2,Rd} = 0.40$

Mode 3 (Bolt failure):

Design Resistance force:  $F_{T,3,Rd} = 361.8 \text{ kN}$   
 Utilization:  $u_{T,3,Rd} = 0.28$

Comment = "Mode 1, Complete yielding of the flange"

Jump to input parameters



Figur 27: Utgangsparametre og resulterende kapasiteter for de tre bruddformene til den enkle T-forbindelsen med 10.9 – skruer og spenningsareal  $A_s = 201 \text{ mm}^2$ .



---

## 6 Numeriske analyser ved bruk av Abaqus

Vi vil i dette kapitlet presenter de numeriske analysene og resultatene av forbindelsene i avsnitt 2.1. Alle analysene er utført ved bruk av Abaqus, versjon 6.8. Før vi går løs på de ulike analysene skal vi kort presentere dette ikke-lineære elementanalyseprogrammet.

### 6.1 Presentasjon av Abaqus og materialmodeller

#### 6.1.1 Det ikke-lineære analyseprogrammet Abaqus

Den grafiske delen av Abaqus, der en modell kan modelleres eller importeres fra et CAD-system, kalles Abaqus/CAE (Complete Abaqus Environment). I denne delen kan man gi modellen en elementinndeling ( “*mesh*”), definere materialenes egenskaper, og gi strukturen laster og randbetingelser. Abaqus/CAE genererer en inngangsfil til analysen (*.inp*). Inngangsfilen kan også genereres analytisk.

Analysedelen av Abaqus, der programmet løser det numeriske problemet ved bruk av elementmetoden, består av to hovedprodukter, Abaqus/Standard og Abaqus/Explicit. Den sistnevnte benytter en eksplisitt dynamisk formulering av elementene og er best egnet til analyse av korte forbigående hendelser, som støt- og eksplosjonsproblemer. Abaqus/Standard er derimot egnet for analyser av mer generelle formål. Dette produktet kan løse lineære og ikke-lineære problemer for statiske, dynamiske, termiske og elektriske reaksjoner i komponentene. Abaqus/Standard løser et system av likninger implisitt for hvert inkrement, eller steg, i analysen. Hastigheten til en analyse vil avhenge av problemets kompleksitet og kapasiteten til maskinen som gjennomfører simuleringen. Abaqus/Explicit og Abaqus/Standard genererer en utgangsdatabase av analysen (*.odb*).

Etter at modellen er analysert vil utgangsdatatabasen bli presentert grafisk i Abaqus/Viewer. Her kan en studere eksempelvis deformasjoner og spenninger for alle stegene i analysen, og lage presentasjoner av resultatene i form av diagrammer og tabeller.

For alle elementanalysene i denne oppgaven benytter vi Abaqus/Standard med ikke-lineære statiske analyser. Materialbeskrivelsen og valg av elementtyper er beskrevet i avsnitt 6.1.2.

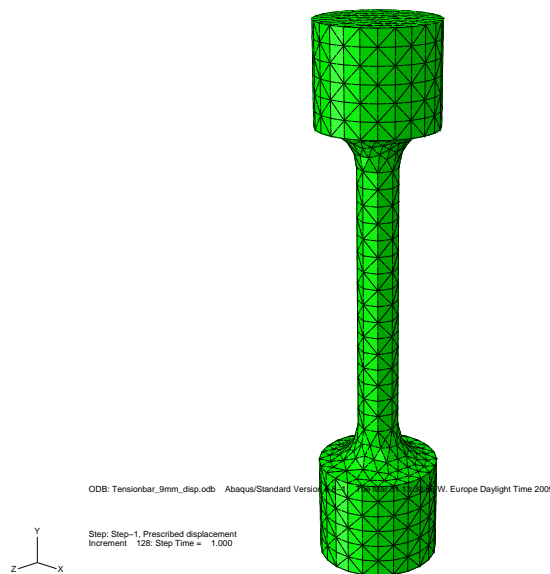
### 6.1.2 Kalibrering av materialmodeller

Ved numeriske analyser er materialbeskrivelsen helt avgjørende for modellens oppførsel og kapasitet. Ulike stålsorter har forskjellige fasthetsverdier og duktilitet, og det er viktig at disse defineres korrekt for problemet som skal analyseres. Dersom en skal gjøre en lineær elastisk analyse, kan det være tilstrekkelig å definere materialets elastiske egenskaper. Men ved en ikke-lineær analyse av stålkonstruksjoner må også den plastiske oppførselen beskrives, samt egenskaper ved brudd dersom det er ønskelig.

For visse materialtyper er lineære og eventuelt ikke-lineære egenskaper godt kjent fra utallige forsøk, og parametere oppnådd herfra kan benyttes når konstruksjoner av disse materialtypene skal analyseres. Dette er tilfelle for stål. For andre materialtyper er ikke oppførselen like godt kjent. I slike tilfeller kan materialparametere (og -modeller) ofte bestemmes fra testresultater for enkle prøvestykker som er laget av denne materialtypen. Ved å simulere slike eksperimentelle resultater i numeriske analyser av tilsvarende prøvestykker vil en komme fram til materialmodeller og -parametere som sikrer god overensstemmelse mellom forsøk og teoretisk modell. Dette kalles *materialkalibrering*. Når en materialmodell og -parametere er bestemt, kan disse benyttes ved analyse av konstruksjoner med samme materialtype.

For stål vil en ikke-lineær materialmodell fra et forsøk normalt se annerledes ut enn en modell basert på regelverk. Det skyldes at kravet til fasthetsverdiene for leveringstilstanden av konstruksjonsstål (og skruer) er strengere enn kravet til de nominelle verdiene for dimensjonering. Dette kan anses som en ekstra sikkerhetsfaktor ved dimensjonering. Grunnen til at kravet er strengere for leveringsstilstanden er bl.a. at kvaliteten til stålkomponenter kan variere. I tillegg kan fastnings- og bruddforløpet til like stålkomponenter variere mellom ulike prøvestykker. Dersom en ønsker å simulere en konstruksjon fra et forsøk i en numerisk analyse, må altså materialene kalibreres mot materialmodellene fra forsøksresultater. Dette innebærer at en må benytte høyere bruddfasthet og bruddforlengelse enn de nominelle verdiene (jfr. Tabell 1 og 2) man dimensjonerer for i en kapasitetsberegning. I denne oppgaven skal vi kalibrere materialmodellene mot materialparameterene for dimensjonering, slik at analysene kan sammenliknes med håndberegningene. Hensikten med dette arbeidet er altså å forsikre at materialene som blir brukt i analysene tilfredsstiller kravene og oppfører seg slik som beskrevet i regelverkene (jfr. Tabell 1 og 2). Imidlertid betyr dette at vi kan forvente lavere kapasitet i analysen av forsøksforbindelsen, sammenliknet med forsøksresultatene.

Utfordringen med kalibreringen av materialbeskrivelsen er at ikke-lineære formuleringer i Abaqus benytter sanne verdier av spenning og tøyning. Vi kan altså ikke benytte de nominelle materialparameterene for brudd,  $f_u$  og  $\delta_5$ , fra Tabell 1 og 2, for materialmodellen i Abaqus. Til bestemmelse av materialparameterene vi må benytte, de sanne verdiene for spenning og tøyning, betrakter vi en strekkstav, jfr. Figur 28 (modelleringen og analysen av strekkstaven er beskrevet senere i avsnittet).



Figur 28: Sirkulær strekkstav modellert med tetraederelementer.

Ved strekkbelastning ( $F$ ) av en slik stav, med opprinnelig tverrsnittsareal av den tynne delen,  $A_0$ , er den nominelle spenningen

$$\sigma_{nom} = \frac{F}{A_0} .$$

Men ved strekkbelastning utover flytegrensen vil ikke tverrsnittsarealet holdes konstant. Tverrsnittet vil innsnøres til det virkelige arealet  $A$ , og den sanne spenningen er derav

$$\sigma_{sann} = \frac{F}{A} = \sigma_{nom} \frac{A_0}{A} .$$

Vi ser altså at den sanne spenningen vil være høyere enn den nominelle. Den nominelle tøyningen av staven finner vi fra forlengelsen ( $L - L_0$ ) og den opprinnelige

lengden  $L_0$ ,

$$\epsilon_{nom} = \frac{L - L_0}{L_0} .$$

Dersom vi antar at volumet av staven vil bevares konstant,

$$L_0 A_0 = LA \quad \Rightarrow \quad \frac{A_0}{A} = \frac{L}{L_0}$$

har vi

$$\sigma_{sann} = \sigma_{nom} \frac{L}{L_0} = \sigma_{nom} (1 + \epsilon_{nom}) \quad (94)$$

og ved en betraktning som innebærer Hooke's lov [17]

$$\epsilon_{sann} = \ln(1 + \epsilon_{nom}) .$$

Forøvrig må vi benytte den sanne plastiske tøyningen ved materialbeskrivelsen i Abaqus. Vi trekker fra den sanne elastiske tøyning (jfr. Hooke's lov) og finner

$$\epsilon_{pl,sann} = \epsilon_{sann} - \epsilon_{el,sann} = \ln(1 + \epsilon_{nom}) - \frac{\sigma_{sann}}{E} . \quad (95)$$

### Materialmodell for fasthetsklasse S355

Først vil vi kalibrere materialmodellen til stålsort S355, som benyttes for de fleste grunnmaterialene i de betraktede forbindelsene. De karakteristiske verdiene for konstruksjonsstål er definert i begynnelsen av kapittel 3, og de nominelle fasthetsverdiene i Tabell 2,

$$\begin{aligned} f_y &= 355 \text{ MPa} \text{ og} \\ f_u &= 510 \text{ MPa} . \end{aligned}$$

I det elastiske området,  $0 \leq \sigma \leq f_y$ , vil det ikke inntreffe plastisk tøyning av materialet. Derfor vil materialmodellen være lineær i dette området. I følge tabellen og regelverket skal den dimensjonerende bruddforlengelsen ikke antas mindre enn 15%, men det defineres ingen øvre grense i regelverket [8]. I følge standarden som beskriver leveringstilstanden til konstruksjonsstål, EN 10025-3 [11], skal bruddforlengelsen for stålsort S355 være minimum 22%. På bakgrunn av disse kriteriene velger vi en nominell bruddforlengelse på 17% for kalibreringen av materialmodellen til stålsort S355. Dette er nokså konservativt. Fra (94) og (95) beregner vi de sanne verdiene for spenning og plastisk tøyning,

$$\sigma_{sann} = 510 \cdot (1 + 0.17) = 596.7 \text{ MPa} \text{ og}$$

$$\epsilon_{pl.sann} = \ln(1 + 0.17) - \frac{596.7}{210000} \simeq 15.4\% .$$

Dette er altså materialparameterene vi benytter for modellen i Abaqus/CAE, for det plastiske området  $f_y \leq \sigma \leq f_u$ . I materialmodellen ønsker vi i også et flyteplatå. Det vil si at materialet tøyes et stykke etter oppnådd flytespenningen  $f_y$ , uten at det tiltrer ytterligere spenninger. Utallige forsøksresultater viser at dette er karakteristisk for stål, at materialet flyter litt før det fastner. Vi velger et flyteplatå ( $f_y$ ) fra 0-2% nominell tøyning. Den sanne tøyningen og spenningen ved 2% nominell tøyning beregnes tilsvarende ved bruk av (94) og (95).

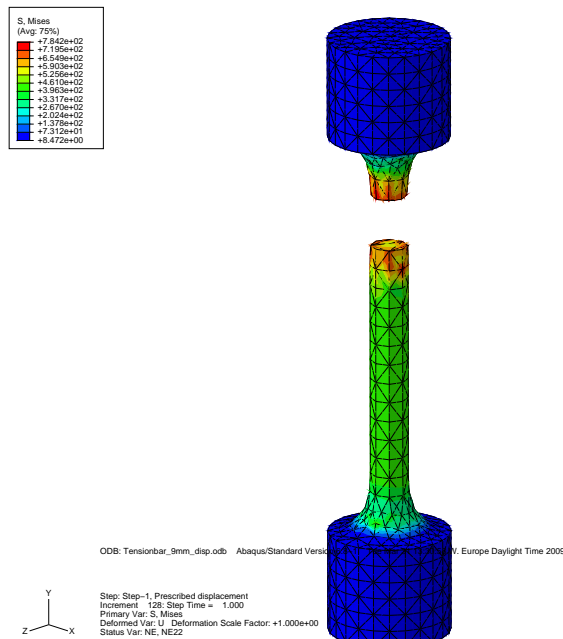
Denne materialmodellen betegnes som en tri-lineær modell fordi den tilnærmet har tre lineære deler, elastisk oppførsel, flyteplatå og fastning. Til slutt definerer vi et bruddkriterie for modellen. Vi definerer begynnelsen på et duktilt brudd (ductile damage”), eller en instabilitet, ved den nominelle bruddforlengelsen 17%. En kan også definere en skadeutviklingslov som beskriver elementets oppførsel etter instabiliteten, degraderer materialstivheten og fjerner elementet ved en oppnådd skade. Denne muligheten finnes ikke for Abaqus/Standard før neste versjon blir lansert, men for denne oppgaven er heller ikke skadeutviklingen så interessant. Kapasiteten og deformasjonen før et eventuelt brudd er av større interesse.

For å kontrollere materialmodellen analyserer vi et prøvestykke i Abaqus, som vist i Figur 28. Det stilles geometriske krav til slike prøvestykker i EN 10002-1 [10] som vi har tatt hensyn til under modelleringen. Strekkstaven har et sirkulært tverrsnitt, og diameteren til den tynne delen av prøvestykket i Figur 28, er 6 mm.

Under elementinndelingen av strekkstaven benytter vi tredimensjonale solidelementer fordi vi også skal benytte dette senere i oppgaven. Av Figur 28 ser en at staven er inndelt med tetraederelementer. Disse tilpasser seg som regel geometrien på en fin måte ved automatisk elementinndeling (*mesh*), mens andre elementformer ofte må tilpasses manuelt. Imidlertid er det velkjent at lineære tetraederelementer har en del uheldige egenskaper. De er bl.a. for stive, og derfor benytter vi andreordens elementer. I Abaqus/CAE kalles slike ti-noders elementer for C3D10 ( $C = \text{continuum}$ , eller solid,  $3D = 3$  dimensjoner).

Prøvestaven er fastholdt ved nedre del og pålagt en forskyvning som gradvis øker opp til 9 mm, ved den øvre delen. Dette er en relativt stor forskyvning, da lengden av det tynne tverrsnittet er 40 mm, men forskyvningen er valgt for å oppnå en tydelig innsnevring av staven. Hele bunnen er fastholdt i y-retningen (jfr. Figur 28), men kun to noder er fastholdt i x-retning og en av disse fastholdt i z-retning. På denne måten unngår vi stivlegemebevegelser, og tillater tverrkontraksjon (Poisson-effekt) av prøvestykket. Resultatet av analysen er vist i Figur

29. For å visualisere et brudd har vi valgt å eliminere alle elementer som oppnår



Figur 29: Deformert strekkstavn med tetraederelementer. Forlengelsen av staven er  $9 \text{ mm}$ .

nominell tøyning utover bruddforlengelsen, 17%.

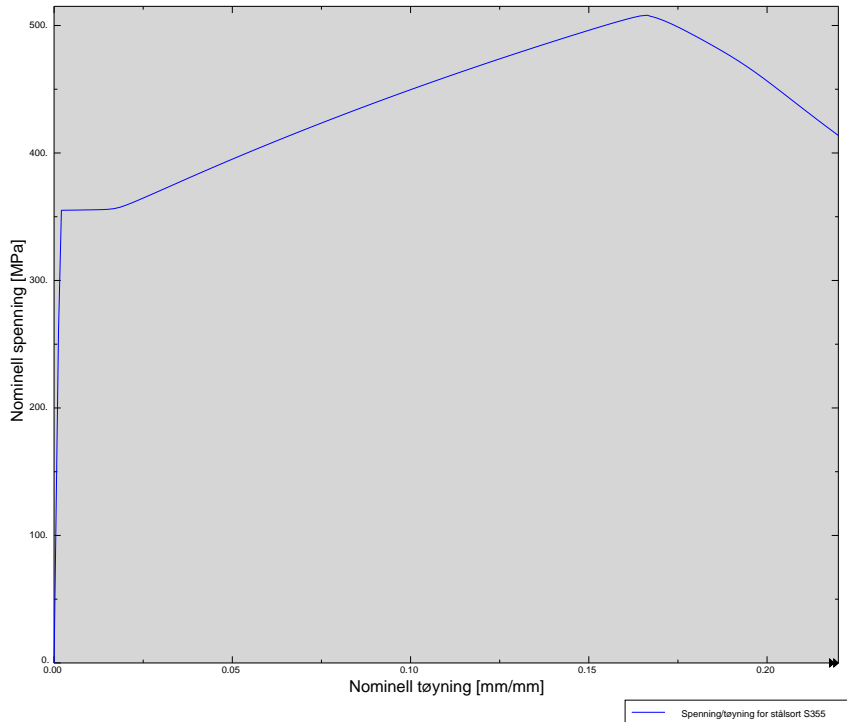
Etter standarden som beskriver strekkprøving [10] skal en måle forskyvningen av et prøvestykke i to punkter med avstand  $L_0 = 5d = 30 \text{ mm}$ , som omslutter bruddområdet. Derav skal den nominelle tøyningen av staven beregnes fra den relative forskyvningen mellom punktene  $\Delta L$ ,

$$\epsilon_{nom} = \frac{\Delta L}{L_0} .$$

Fra analyseresultatet finner vi derfor forskyvningen i en node øverst på det tynne tverrsnittet (inntil “radien”), og en node  $30 \text{ mm}$  lenger ned.

For å finne den nominelle spenningen summerer vi reaksjonskreftene i bunnen av staven, og dividerer den totale kraften med det opprinnelige tverrsnittet til stavens tynne del. I en analyse er det imidlertid viktig å benytte modellens virkelige tverrsnitt. Langs omkretsen til den tynne delen har vi benyttet åtte elementer, og fordi elementene er av 2. orden er tverrsnittet 16-kantet, ikke sirkulært. Der- som staven hadde vært modellert med uendelig mange elementer ville tverrsnittet

derimot vært sirkulært, med radius  $r = 3 \text{ mm}$ . Sammenhengen mellom den nominelle tøyningen og spenningen er vist i Figur 30. Vi ser av figuren at analysen

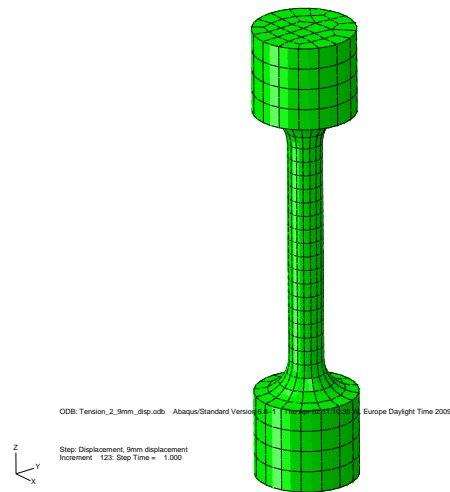


Figur 30: Nominell spenning- tøyningsrelasjon for prøvestykke med ordinært stål i fasthetsklasse S355. Strekkstaven er modellert med tetraederelementer.

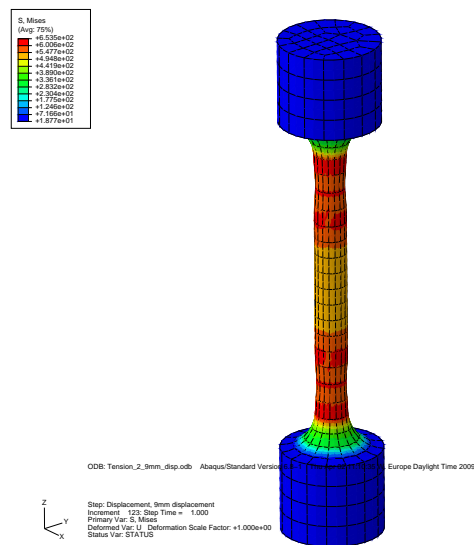
gjengir materialmodellen nokså nøyaktig og at spenning-tøyningsrelasjonen er tri-lineær.

Vi ønsker også å utføre en analyse ved bruk av heksaederelementer for å se om valg av elementtype har noen innvirkning på resultatet. Geometrien og materialmodellen (S355) er den samme for prøvestykket. Teorimanualen til Abaqus [17] beskriver at denne elementtypen generelt foretrekkes fordi den er mest effektiv. Terningelementene anbefales spesielt for kritiske områder der for eksempel tøyningen må beregnes nøyaktig. Senere i analysearbeidet er vi også avhengig av å benytte heksaederelementer ved kontaktflater mellom ulike deler i modellen, fordi 2. ordens tetraederelementer ikke er egnet til dette.

Heksaederelementene tilpasser seg ikke like godt geometrien som tetraederelementene ved elementinndelingen. Vi må derfor utføre en manuell elementinndeling, som blir litt finere (flere elementer) for denne modellen enn for den forrige. Modellen og resultatet er vist i hhv. Figur 31 og 32.



Figur 31: Sirkulær strekkstav modellert med heksaederelementer.



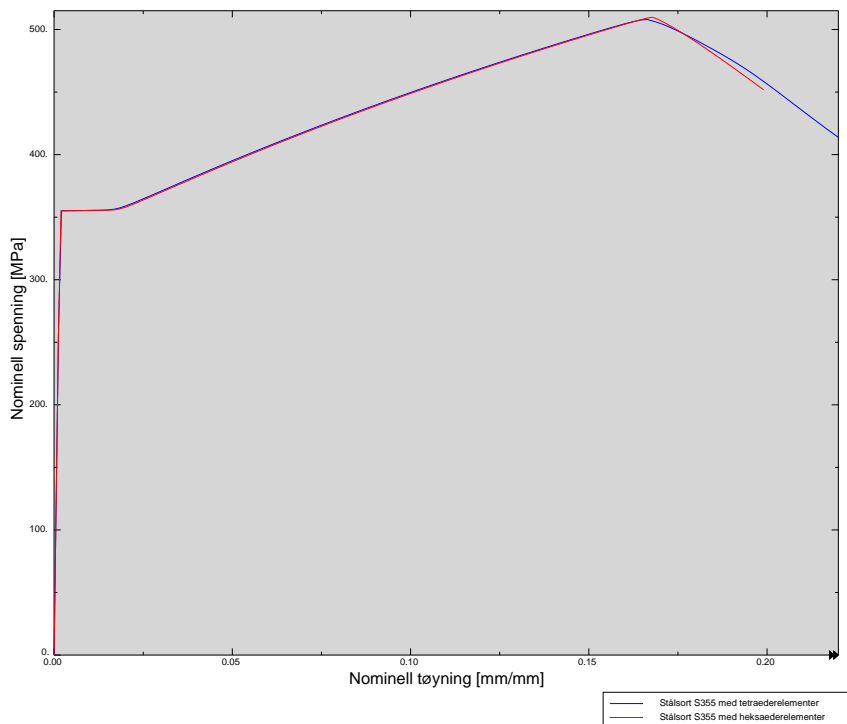
Figur 32: Deformert strekkstav med med heksaederelementer. Forlengelsen av staven er 9 mm.

Fordi elementinndelingen nå er helt symmetrisk for øvre og nedre del av staven, får staven to innsnevringssområder, altså brudd på to steder samtidig. Dette er urealistisk, men skal ikke ha noen betydning for sammenhengen mellom spenning og tøyning inntil brudd. Modellen med tetraederelementer har derimot små ujevnheter i elementinndeling ved overgangen mellom stavens tynne og tykke



tverrsnitt. Dette kan sammenliknes med en geometrisk formfeil, som medfører kun ett bruddområde. Komponenter i stål vil alltid ha noen initielle formfeil, og derfor er bruddutviklingen til modellen med tet-elementer mer realistisk. Imidlertid har vi ikke interesse av bruddutviklingen for denne oppgaven, som tidligere poengtert.

De nominelle tøyningene og spenningene er funnet på samme måte som tidligere. En sammenlikning av materialets spenning-tøyningsrelasjon fra de to analysene med ulike elementtyper er vist i Figur 33. Det kommer tydelig frem av



Figur 33: Sammenlikning av nominell spennings- / tøyningsskurve for strekkstaven, modellert med to ulike elementtyper. Materialmodellen for S355 stål er benyttet for begge prøvestykkene.

figuren at valg av elementtype ikke har nevneverdig innvirkning for analysen av prøvestykket. Kurven for heks-elementene strekker seg riktignok noe høyere enn kurven for tet-elementene. Heks-elementene oppnår en maksimal nominell spenning på  $509.8 \text{ MPa}$  med tilhørende tøyning på  $16.8\%$ , mens tet-elementene oppnår  $508.0 \text{ MPa}$  med  $16.65\%$  tøyning. Dette skyldes antagelig at terningelementene er mer effektive ved kritiske områder i følge teorimanualen [17]. Grunnen til at prøvestykket av 2. ordens heks-elementer ikke når helt opp til den ønskede

bruddspenningen på  $510 \text{ MPa}$ , med 17% tøyning, er sannsynligvis at elementinndelingen ikke er fin nok i det kritiske området. Vi konkluderer likevel med at materialmodellen har tilstrekkelig nøyaktighet sammenliknet med fasthetsverdiene i Tabell 2. Materialmodellen vil bli benyttet for stålsort S355 under alle analysene i oppgaven.

Grunnet fordelene med heks-elementer vi har beskrevet ovenfor, vil vi kun benytte heksaederelementer i analysene av forbindelsene i de neste avsnittene. Der det ikke er kommentert annet, benytter vi 2. ordens elementer. For å begrense analysetiden benytter vi redusert integrasjon for elementene. I Abaqus/CAE kalles slike 20-noders terningelementer for C3D20R.

### Materialmodell for skruemateriale, fasthetsklasse 8.8

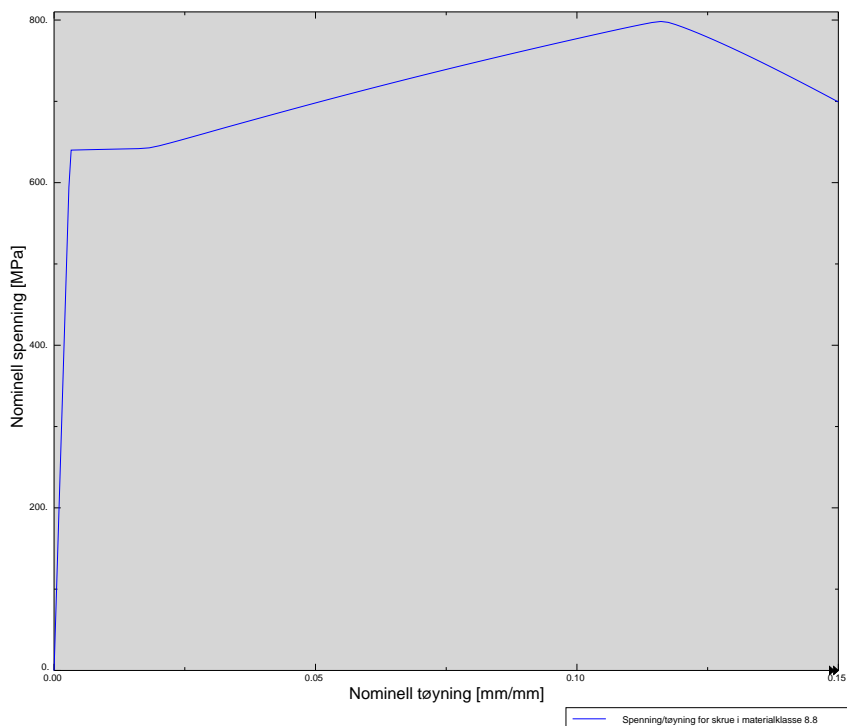
Til slutt benytter vi den samme modellen av prøvestykket, med terningelementene, til å kalibrere materialmodellene til alle skruematerialene som benyttes i oppgaven. Fordi fremgangsmåten er identisk for alle materialene vil vi kun vise kontrollen av fasthetsklasse 8.8, som oftest er benyttet i elementanalysene av skruerforbindelsene. Skruer i fasthetsklasse 8.8 har de nominelle fasthetsverdiene,

$$\begin{aligned}f_y &= 640 \text{ MPa} \text{ og} \\f_u &= 800 \text{ MPa}\end{aligned}$$

jfr. Tabell 1. I følge standarden [12] skal minimum bruddforlengelse av 8.8 – skruer ved en dimensjonering være 12%. Vi velger å benytte denne minimumsgrensen for modellen. Som for materialmodellen til konstruksjonsstålet, definerer vi et flyteplatå til 2% nominell tøyning, og ved bruk av sammenhengen mellom nominelle og sanne verdier, (94) og (95) får vi materialkurven i Figur 34. Fra figuren ser vi at materialmodellen har tilstrekkelig nøyaktighet sammenliknet med fasthetsverdiene i Tabell 1, og modellen vil derfor bli benyttet for fasthetsklasse 8.8 under alle analysene i oppgaven.

### von Mises flytekriterium

Parametere som flytespenning ( $f_y$ ) og bruddspenning ( $f_u$ ) er ikke tilstrekkelig til å karakterisere egenskapene til et materiale i en flerdimensjonal spenningstilstand [4]. Det er derfor nødvendig med kriterier som beskriver hvilken kombinasjon av normal- og skjærspenninger som gir flytning, eller begynnelse av plastisk deformasjon. For dimensjonering av konstruksjoner i stål er von Mises flytekriterium



Figur 34: Nominell spenning-tøyningsrelasjon for et prøvestykke med materialmodellen til en skrue i fasthetsklasse 8.8. Prøvestykket som ligger til grunn for analysen er modellert med 2. ordens heks-elementer.

vanligvis benyttet. For en tre-dimensjonal spenningstilstand gir flytekriteriet

$$f_y = \sqrt{\sigma_{xx}^2 + \sigma_{yy}^2 + \sigma_{zz}^2 - (\sigma_{xx}\sigma_{yy} + \sigma_{yy}\sigma_{zz} + \sigma_{zz}\sigma_{xx}) + 3(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2)}.$$

Hovedantagelsen i formuleringen er at plastisk flyt i metaller ikke er påvirket av trykkspenninger, og forsøk har vist at von Mises flytekriterium gir meget gode resultater. Dette kriteriet ligger altså til grunn for analyser i Abaqus, og ved tolkning av analyseresultatene er det normalt å betrakte såkalte von Mises-spenninger.

Forøvrig kan en benytte von Mises kriterium, i plan skjærspenningstilstand, til å utlede flytespenningen i skjær,

$$\tau_a = \frac{f_y}{\sqrt{3}}. \quad (96)$$

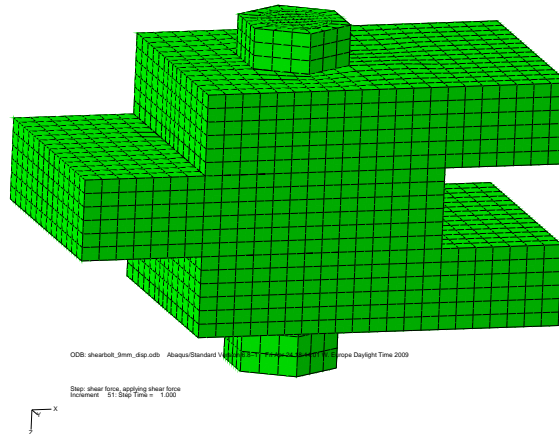
Til sammenlikning med (3), (17) og Figur 8 ser vi at flytespenningen i skjær fra von Mises kriterium er noe lavere.

## 6.2 Dobbelsnittet skjærforbindelse

Vi vil nå gjennomføre en statisk, ikke-lineær analyse av skjærforbindelsen beskrevet i avsnitt 3.1, ved bruk av Abaqus. Skruen i denne forbindelsen har altså fasthetsklasse 8.8 og grunnmaterialet er av stålsort S355. Derfor importerer vi de to materialmodellene, kalibrert som i forrige avsnitt, til denne analysen.

M16 – skruen i forbindelsen modelleres med nominell diameter  $d = 16 \text{ mm}$ , og alle dimensjonene til skruehodet og mutteren er i henhold til [16]. Gjengene er derimot ikke modellert fordi de ville vært nokså vanskelig å modellere, og vi måtte benyttet svært fin elementinndeling som ville medført utvidet analysestid. Det er imidlertid unødvendig å modellere gjenger fordi deres dimensjoner aldri inngår i kapasitetsberegninger. Det er spenningsarealet i skjærnittet som er avgjørende, og jfr. avsnitt 3.1 vil avskjæringsnittet gå gjennom den ugjengede delen av skaftet.

Alle komponentene i forbindelsen modelleres med 2. ordens heksaederelementer. For alle flatene som er i kontakt og kan komme i kontakt med hverandre, som over-/underside av laskene, undersiden av skruehode, oversiden av mutteren og innsiden av skruehullene, definerer vi kontaktelemtener. Modellen er vist i Figur 35.

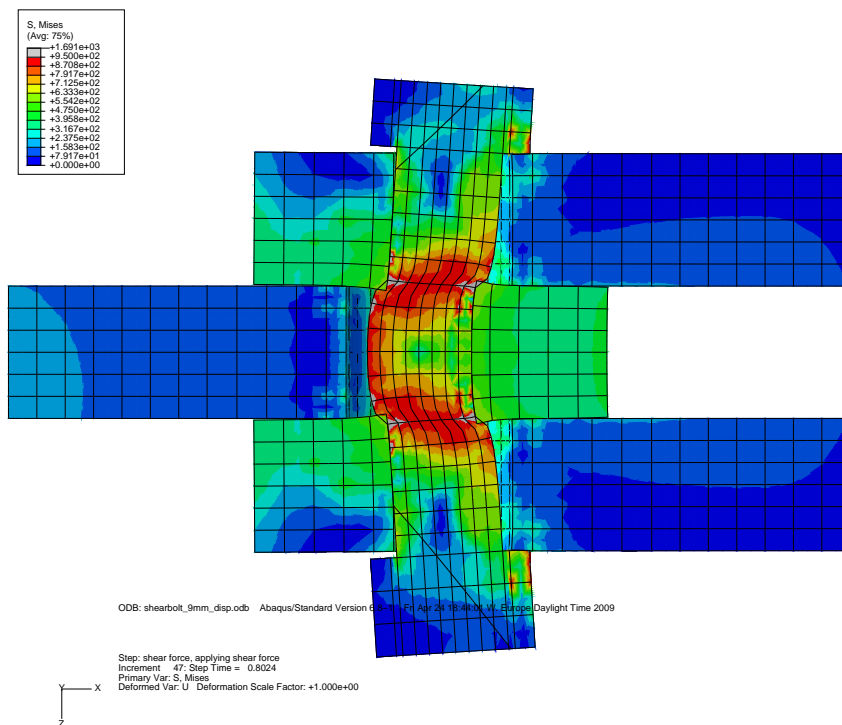


Figur 35: Modell av dobbeltsnittet skjærforbindelse med solide heksaederelementer.

Som vi har poengtert i avsnitt 2.2.2 vil ikke en forspenning av skruen ha betydning for dens avskjæringskapasitet. For å bevise dette velger vi å forspenne skruen.

Forøvrig er dette en av de nyeste mulighetene i Abaqus/CAE. Vi benytter likning (22) og forspenner skruen med en kraft  $F_{p,Cd} \simeq 90 \text{ kN}$ .

Den øverste og den nederste lasken i Figur 35 fastinnsponnes på høyre side, og den midterste lasken påføres en gradvis økende forskyvning mot venstre, opp til  $9 \text{ mm}$ . Resultatet av analysen er vist i Figur 36 med von Mises-spenninger for et vertikalt snitt gjennom midten av skruen. Normalen til snittet er vinkelrett på lastretningen (y-retning).



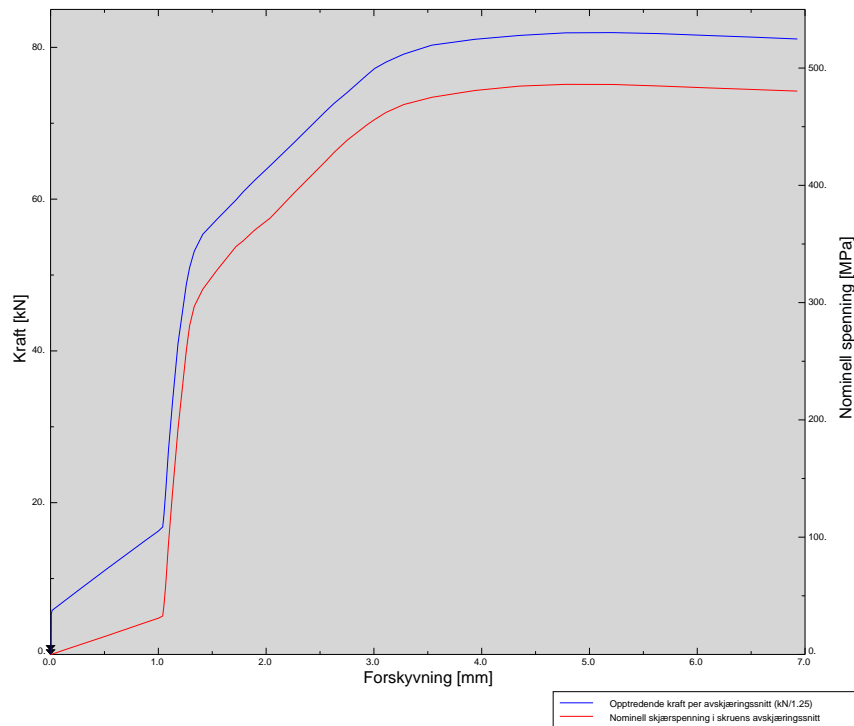
Figur 36: Analyseresultat av dobbeltsnittet skjærforbindelse, presentert med von Mises-spenninger.

Vi ser tydelig av figuren at avskjæring av skrueskaftet blir dimensjonerende, hovedsaklig grunnet tykkelsen til laskene. For sammenlikne resultatet med dimensjoneringen i avsnitt 4.1 summerer vi reaksjonskreftene ved innspenningen til en av de to innspente laskene. Denne summerte kraften vil overføres gjennom ett av skjæringsnittene og representerer følgelig kraften per avskjæringssnitt. For å kunne sammenlikne resultatet med den regelverkbaserte beregningen har vi redusert den opptredende kraften i snittet med materialfaktoren,  $\gamma_{M2}$ .

Skjærforbindelsen skal ha en dimensjonert friksjonskapasitet [13] på

$$F_{s,Rd} = \frac{k_s n \nu}{\gamma_{M3}} F_{p,Cd} = \frac{1.0 \cdot 2 \cdot 0.2}{1.4} \cdot 90 \simeq 25 \text{ kN}$$

der  $k_s$  er en faktor for størrelsen på skruehullet,  $n$  er antall friksjonsflater og  $\nu$  er friksjonskoeffisient for overflatene. Altså skal forbindelsen ikke ha glidning/deformasjon før friksjonskapasiteten er oppnådd. Fra resultatene presentert i Figur 37 ser vi imidlertid at last-forskyvningskarakteristikken ikke overensstemmer med den di-



Figur 37: Analyseresultat av dobbeltsnittet skjærforbindelse presentert ved en last-forskyvningskurve og en skjærspenning- forskyvningskurve. Kraften og spenningen er definert per avskjæringssnitt og forskyvning er målt midt i skruen, eller den midtre lasken.

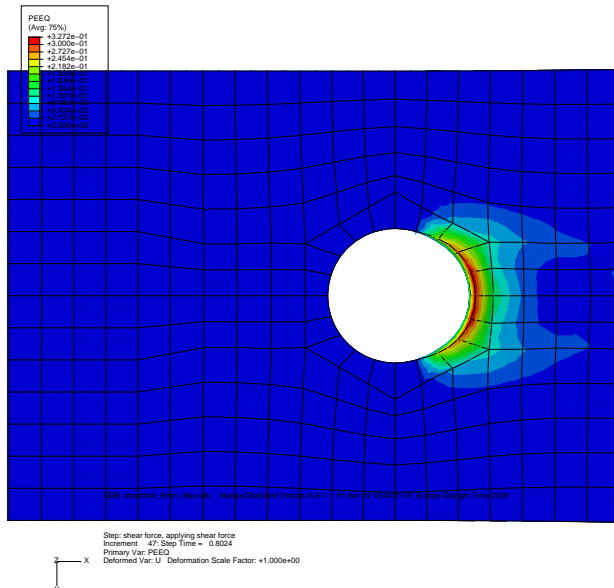
mensjonerte friksjonskapasiteten. Analyseresultatet forteller oss at glidning inn-treffer nesten med én forbindelse belastes. Det trengs imidlertid en last på omlag 16 kN per avskjæringssnitt for at alle laskene skal gli til anslag mot skruen. Det betyr at det er friksjon mellom flatene, men at friksjonsoppførselen ikke er korrekt. Etter kontroll av forspenning finner vi at uoverensstemmelsen må skyldes definisjonen av kontaktflatene.

Uoverensstemmelsen i glidningsområdet av last-forskyvningskurven skal ikke ha betydning for skjærforbindelsens bruddkapasitet. Etter at skrueskraftet har anslag mot alle tre laskene blir kraft- og spenningsforløpet betydelig “brattere”, og dette kan betraktes som et elastisk område for skruen og forbindelsen.

Jfr. likning (96) kan vi forvente at skruematerialet skal flyte ved skjærspenningen

$$\tau_a = \frac{f_y}{\sqrt{3}} = \frac{640}{\sqrt{3}} \simeq 370 \text{ MPa} ,$$

eller en last på  $62 \text{ kN}$ . Fra kurvene i Figur 37 ser det ut til at flyt inntreffer litt før, men dette kommer av materialet i den midterste laskene har oppnådd flyt ved skruerhullet, og skruerhullet ovaliseres, jfr. Figur 38. Altså forskyves skru-

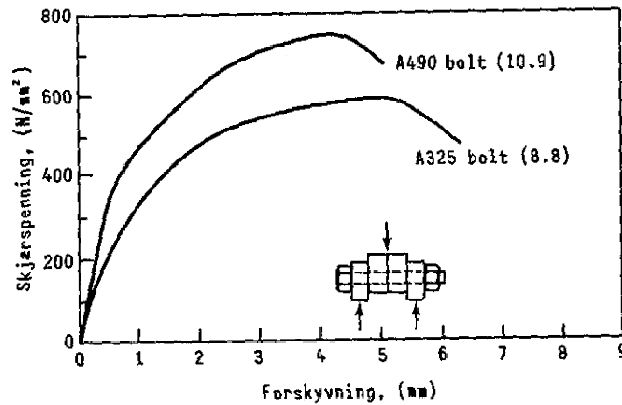


Figur 38: Ovalisering av skruerhullet til den midterste lasken. Denne deformasjonen medfører forskyvning av skruen før skruematerialet flyter, i Figur 37.

en litt, men det er ikke skruematerialet som flyter. Kraft-forskyvningskurven i Figur 37 får ingen utpreget avbøyning eller knekk når skruematerialet oppnår flyt. Sammenliknet med skjærspenning-forskyvningskarakteristikk fra forsøk [4] i Figur 39, ser vi at resultatet i Figur 37 er sammenliknbart og de to kurvene har god overensstemmelse. Den dobbeltsnittende avskjæringsforbindelsen har altså rimelig duktilitet.

Avskjæringsforbindelsen har en maksimal last, eller skjærkapasitet

$$F_{v,Rd} \simeq \underline{81.9 \text{ kN}} \quad (97)$$



Figur 39: Skjærspenning-forskyvningskurve for skruer i fasthetsklasse 8.8 og 10.9, basert på forsøk.

per snitt, og en samtidig nominell skjærspenning i snittet på

$$\tau_a \simeq 486 \text{ MPa} .$$

### 6.3 Enkel T-forbindelse

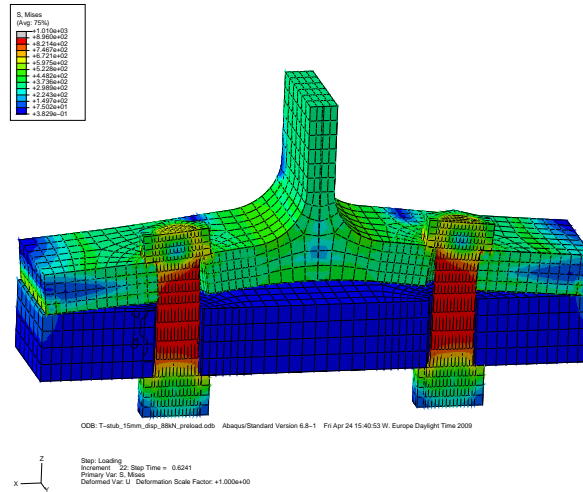
Vi skal nå utføre analyser av den enkle T-forbindelsen i Figur 3.2, først ved bruk av 8.8 – skruer og deretter med 10.9 – skruer. Alle komponentene i forbindelsen er modellert med heksaederelementer av 2. orden. Materialmodellen til underlaget består kun av de elastiske egenskapene for stål. På denne måten vil underlaget aldri plastifiseres, uansett lastnivå. Underlaget er fritt opplagt, men forhindre mot forskyvning i lastretningen (z-retning), og vi påfører toppen av T-forbindelsens steg en forskyvning på 15 mm.

#### Enkel T-forbindelse med 8.8 – skruer

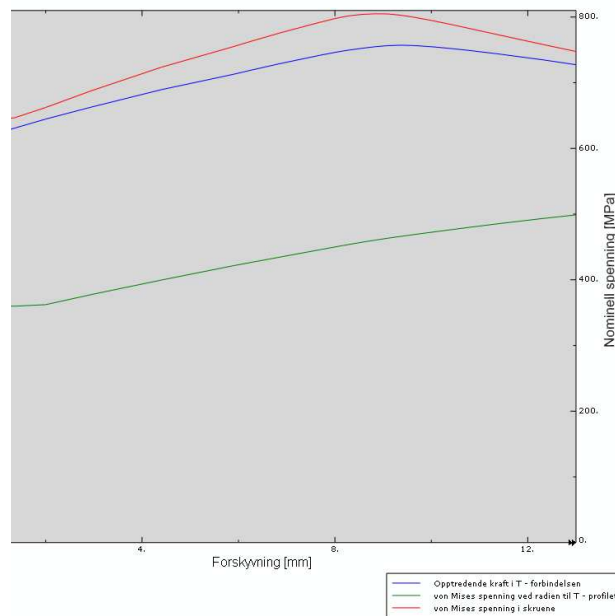
Også for denne forbindelsen forspenner vi skruene med en kraft  $F_{p,Cd} \simeq 90 \text{ kN}$ . Som omtalt i avsnitt 2.2.3 skal ikke forspenningen ha betydning for forbindelsens strekkapasitet. Resultatet av analysen er grafisk fremstilt i Figur 40 med von Mises-spenninger. Vi ser tydelig at forbindelsen vil oppnå bruddform 2. For å belyse dette har vi illustrert den nominelle von Mises-spenningen i skruene og i plastifiseringssnittet 2-2 (inne ved steget) som funksjon av forskyvningen til T-profilet, i Figur 41. I denne illustrasjonen inngår også den totale strekkraften i



forbindelsen, som funksjon av forskyvningen.



Figur 40: Analyseresultat av enkel T-forbindelse med 8.8 – skruer, presentert med von Mises-spenninger.



Figur 41: Analyseresultat av enkel T-forbindelse med 8.8 – skruer. Total strekkraft, spenning per skruer og spenning i ytterste fiber av T-profilen i snitt 2-2, som funksjon av forskyvningen.

### 6.3 Enkel T-forbindelse

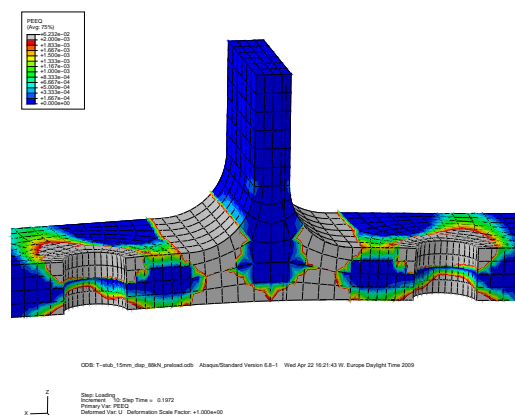
Vi vil nå forsøket å tolke resultatene fra Figur 41. Vi ser at skruene flyter ved omlag  $640 \text{ MPa}$  strekkspenning, som forventet (jfr. Tabell 1). Skruematerialet er imidlertid så stivt at T-profilet får en spenning i snitt 2-2 på nesten  $400 \text{ MPa}$  før skruene flyter. Når skruene flyter blir det et gap mellom T-profilet og underlaget, og da får spenningene i snitt 2-2 en jevnere fordeling, men etter  $2 \text{ mm}$  forskyvning tiltar spenningen igjen fordi deformasjonene tiltar. Vi ser altså at materialet i ytterste fiber av snitt 2-2 flyter før skruematerialet flyter, men plastifiseringen av T-profilet går ikke gjennom hele flensen. Det skjer ikke før senere i analysen, som vi snart skal illustrere.

Vi ser av Figur 41 at skruene oppnår bruddspenningen  $800 \text{ MPa}$  ved  $8.8 \text{ mm}$  forskyvning. Ved dette steget i analysen er den opptredende strekkraften

$$F_{T,2,Rd} = 242.3 \text{ kN} . \quad (98)$$

Fra elementanalysen er dette altså bruddkapasiteten til T-forbindelsen. Samtidig er spenningen i T-profilets plastifiserte snitt (2-2),  $460 \text{ MPa}$ . Det innebærer at flensen flyter, men at det ikke har oppstått brudd i grunnmaterialet.

Bruddform 2 er altså definert som brudd i skruene og plastifisering av snitt 2-2. Til sammenlikning med en numerisk analyse er det rimelig å anta at denne definisjonen tilsvarer første laststeg der hele tverrsnittet til snitt 2-2 er plastifisert. Til å kalkulere dette laststeget og den tilsvarende lasten betrakter vi den plastiske tøyningen til forbindelsen ved hjelp av Abaqus/Viewer. En illustrasjon av den plastiske tøyningen er vist i Figur 42, der de grå områdene har 0.2% plastisk tøyning eller mer.



Figur 42: Analyseresultat av enkel T-forbindelse med 8.8 – skruer. Plot av den plastiske tøyningen i forbindelsen ved første laststeg der hele tverrsnitt i snitt 2-2 er plastifisert.

Figur 42 viser det første laststeg der hele tverrsnittet til flensen (ved snitt 2-2) er plastifisert, og ved dette steget i analysen er strekklasten

$$F_{T,2,Rd} \simeq 207 \text{ kN} . \quad (99)$$

Det er imidlertid ikke oppnådd brudd i skruene ved denne lasten.

Fordi vi ikke kan definere et bruddforløp i Abaqus/Standard stiger kraft-forskyvningskurven litt lenger etter at skruene egentlig har oppnådd brudd. Kurven får en knekk ved  $9.4 \text{ mm}$  forskyvning. Den totale kraften i T – forbindelsen er  $F_{T,Rd} = 243.0 \text{ kN}$  på dette punktet. En betraktning av den plastiske tøyningen viser at dette steget i analysen tilsvarer bruddform 1. Her har altså alle de fire plastifiseringssnittene i T-profilet oppnådd flyt gjennom hele tverrsnittet. Dette betyr

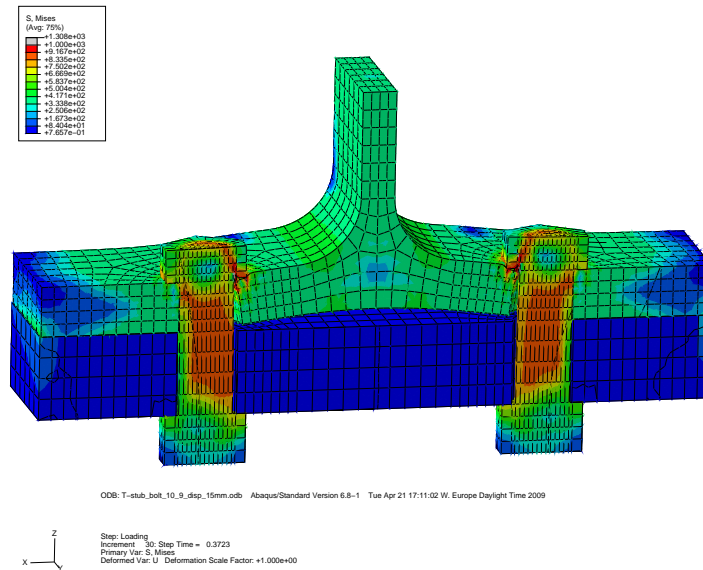
### Enkel T-forbindelse med 10.9 – skruer

Også for denne forbindelsen benytter vi en forspenningskraft av skruene, denne gang dimensjonert til  $F_{p,Cd} \simeq 110 \text{ kN}$ . Vi benytter samme fremgangsmåte (som for forbindelsen med 8.8 – skruer) til å tolke analyseresultatet. Resultatet er grafisk fremstilt i Figur 43 med von Mises-spenninger. Vi ser tydelig at forbindelsen vil oppnå bruddform 1, grunnet de sterke skruene. For å belyse dette har vi illustrert den nominelle von Mises-spenningen i skruene og i plastifiseringssnittene 2-2 og 1-1 som funksjon av forskyvningen til T-profilet, i Figur 44. I denne illustrasjonen inngår også den totale strekkraften i forbindelsen, som funksjon av forskyvningen.

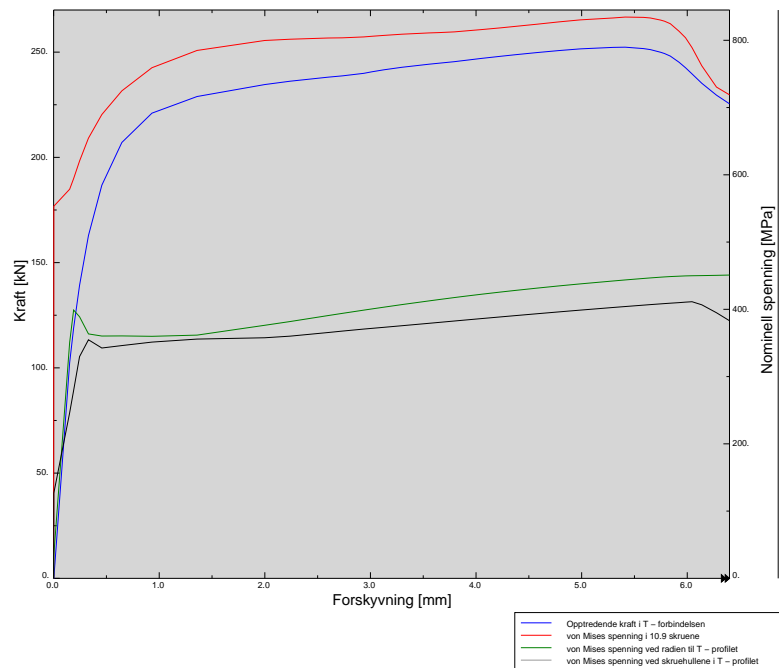
Vi vil nå forsøket å tolke resultatene fra Figur 44. Den maksimale spenningen i skruene ved slutten av analysen er  $834.5 \text{ MPa}$ . Flytespenningen for 10.9 – skruene er  $900 \text{ MPa}$ , og derav oppnår aldri skruene plastifisering i denne analysen. Gitt av denne konklusjonen, får T-forbindelsen med 10.9 – skruer bruddform 1.

Som for forbindelsen med 8.8 – skruer ser en at spenningen i de ytterste fibre ved radien til T-profilet stiger raskt til omlag  $400 \text{ MPa}$ . Det er fordi det ikke har inntruffet plastifisering i flensen ved skruehullene (snitt 1-1) ennå. Når de ytterst fibre ved skruehullene oppnår flyt, synker spenningen ved snitt 1-1 igjen, til flytegrensen,  $f_y = 355 \text{ MPa}$ . Det er fordi deformasjonen og spenningene fordeler seg på de to snittene. Videre ser en at forskyvning tiltar raskt, uten at spenningene stiger nevneverdig over flytespenningen. Den opptredende kraften blir heller ikke betydelig høyere etter at materialet i de to snittenes ytterste fibre er plastifisert.

### 6.3 Enkel T-forbindelse

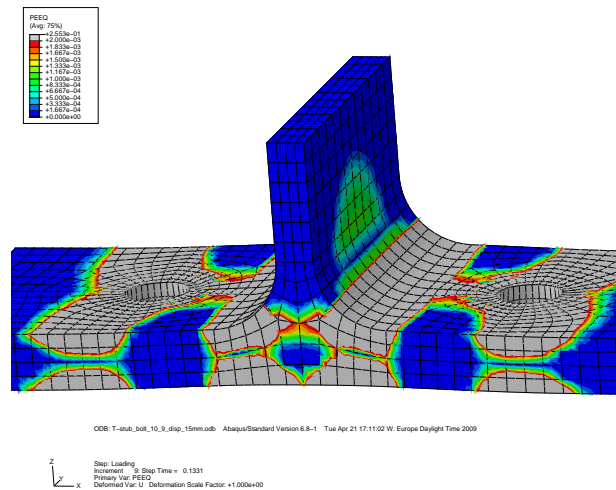


Figur 43: Analyseresultat av enkel T-forbindelse med 10.9 – skruer, presentert med von Mises-spenninger.



Figur 44: Analyseresultat av enkel T-forbindelse med 10.9 – skruer. Total strekkraft, spenning per skrue og spenning i ytterste fiber av T-profilen i snitt 2-2, som funksjon av forskyvningen.

Vi betrakter den plastiske tøyningen i forbindelsen til å finne en kapasitet som er sammenlignbar til regelverkbaserte beregninger. En illustrasjon av den plastiske tøyningen er vist i Figur 45, der de grå områdene har 0.2% plastisk tøyning eller mer.



Figur 45: Analyseresultat av enkel T-forbindelse med 10.9 – skruer. Plot av den plastiske tøyningen i forbindelsen ved første laststeg der hele tverrsnitt i snitt 2-2 er plastifisert.

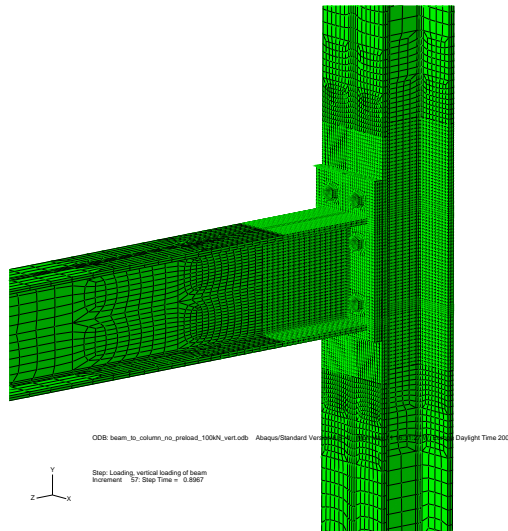
Figur 45 viser det første laststeg der hele tverrsnittet til flensen (ved snitt 2-2) er plastifisert, og ved dette steget i analysen er strekklasten

$$F_{T,3,Rd} \simeq 228 \text{ kN} . \quad (100)$$

Førøvrig ser vi fra figuren at tverrsnittet ved skruerhullene ikke er fullstendig plastifisert. Dette inntreffer først ved omlag  $235 \text{ kN}$ , og en forskyvning på  $2 \text{ mm}$ . Disse to punktene har en liten knekk på de respektive spenningskurvene, jfr. Figur 44. Den maksimale kraften, ved plastifisering av begge de kritiske snittene, er  $252.3 \text{ kN}$  ved  $5.4 \text{ mm}$  forskyvning. Ved dette laststeget blir spenningene i T-profilen, lokalt rundt skruerhullene så store at det oppstår en lokal deformasjon rundt skruerhullet. Dette er såvidt tydelig i Figur 43. Vi får altså et lokalt brudd i grunnmaterialet og spenningen i skruene og flytelinjene ved skruerhullene avtar som følge av denne lokale deformasjonen.

## 6.4 Bjelke-søyle-forbindelse

Vi vil nå analysere forbindelsen som er presentert i avsnitt 3.3. Alle komponentene i forbindelsen består av heksaederelementer, men for den delen av bjelken og søylen som befinner seg mer enn 250 – 300 mm fra forbindelsespunktet benytter vi lineære elementer. Vi benytter ikke forspenning i denne analysen. Modellen er vist i Figur 46.



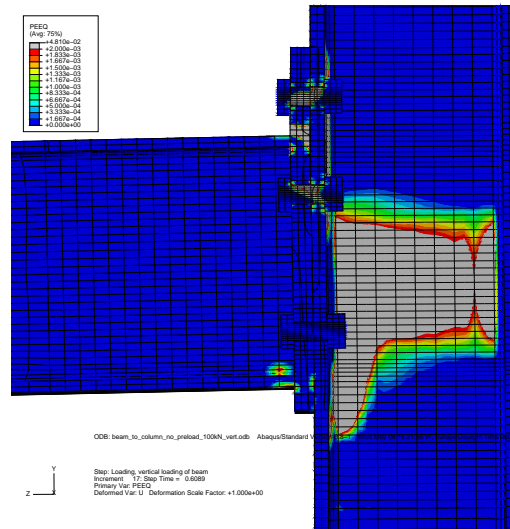
Figur 46: Modell av bjelke-søyle-forbindelse benyttet for alle analysene.

### Opprinnelig forbindelse fra forsøk med 8.8 – skruer

Først betrakter vi den opprinnelige forsøksforbindelsen. I Figur 47 har vi vist analyseresultatet, med plastisk tøyning, for en momentbelastning på omtrent 115 kNm. Ved dette laststeget oppnår vi full plastisitet for den første komponenten, skjærbelastning av søylesteget. Vi estimerer momentkapasiteten til forbindelsen ved interpolasjon mellom laststegene, og finner

$$M_{j,Rd} \simeq 106.3 \text{ kNm} . \quad (101)$$

Men i følge analysen har knutepunktet høyere momentkapasitet. Deformasjonene vil midlertid øke. Omtrent samtidig som skjærkapasiteten til søylesteget er overgått, flyter endeplaten i snittet over bjelkens strekkflens, jfr. Figur 47. Det kan imidlertid komme av at sveisen ikke er modellert, slik at strekkraften ikke



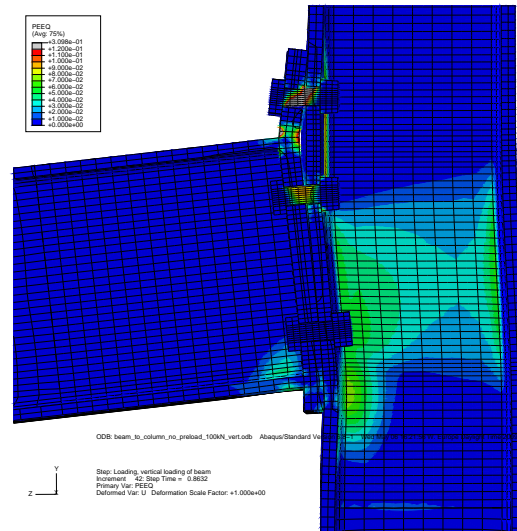
Figur 47: Oppnådd skjærkapasitet for den opprinnelige forsøksforbindelsen med 8.8 – skruer (grått område tilsvare flyt).

fordeles i endeplaten, men konsentreres i et smalt snitt. Det samme gjelder trykksonen. Søylesteget flyter, antagelig fordi sveisene ikke er modellert og kreftene blir konsentrert. Søylesteget skal ha noe høyere kapasitet mot trykk enn mot skjærbelastning, ifølge håndberegningene. Søyleflensen flyter også, i snittene inntil radien for de to skrueradene i strekksonen.

Ved en belastning på omlag  $110 \text{ kNm}$  flyter alle skruene i strekksonen, og ved  $125 \text{ kNm}$  flyter søyleflensen i trykksonen og i snittet ved skruerad 2. Altså i de to snittene der flensen får størst bøyedeformasjoner. Etter dette øker rotasjonen til forbindelsen betraktelig, grunnet deformasjon av søyleflens og endeplate. Den relative rotasjonen øker.

Ved høy momenbelastning ser vi forøvrig ikke at bjelkesteget blir spesielt utsatt for strekk, det er skjærbelastningen som er kritisk. Derfor kan vi anse det som riktig å utelukke  $F_{t,wb,Rd}$  for skruerad 1 under en dimensjonering.

Den første bruddspenning får vi i skruerad 1 ved et moment på omlag  $144.3 \text{ kNm}$ , og bruddformen er vist i Figur 48. Imidlertid kan ikke rotasjonen ved denne belastningen aksepteres. Moment-rotasjonskarakteristikken til forbindelsen er vist under sammenlikningen i kapittel 7.



Figur 48: Brudd i skruerad 1 for analysen av den opprinnelige forbindelsen, ved et moment på  $144.3 \text{ kNm}$ .

### Forbindelse med skruer i fasthetsklasse 10.9

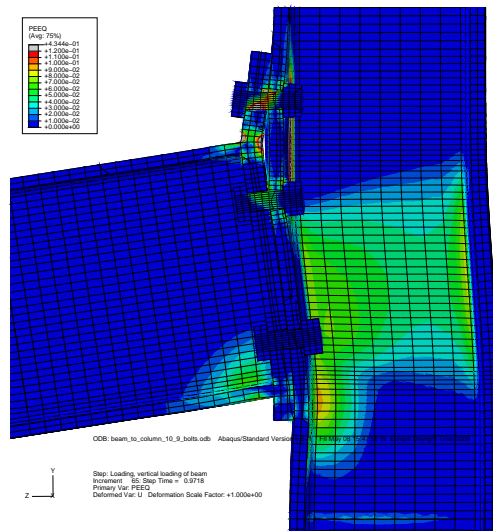
Analysen med 10.9 – skruer har helt likt moment-rotasjonsforløp som den opprinnelige forbindelsen inntil en momentbelastning på omlag  $110 \text{ kNm}$ . Det er da 8.8 – skruene flyter og rotasjonen tiltar. 10.9 – skruene i strekksonen flyter ved en momentbelastning på omlag  $130 \text{ kNm}$ . Dette er nokså tydelig i figuren. Like etter flyter søyleflensen og endeplaten i de kritiske snittene og rotasjonen tiltar betraktelig.

Den første komponenten som oppnår brudd er skruerad 1 ved  $167.5 \text{ kNm}$  momentbelastning. Men endeplaten (S275) oppnår sin bruddspenning, på oversiden av bjelkens strekkflens, ved en belastning på ca.  $149 \text{ kNm}$ . Dette kan komme av at sveisen mellom bjelken og endeplaten ikke er modellert, men uansett vil spenningen og deformasjonen i denne delen av endeplaten bli av betydelig størrelse grunnet de stive skruene. Det samme gjelder deformasjonen av søyleflensen. Rotasjonen av søylesteget er nesten identisk for de to forbindelsene med ulike skruer.

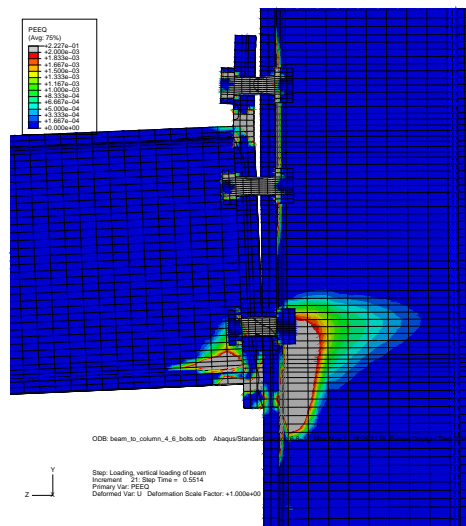
### Forbindelse med skruer i fasthetsklasse 4.6

Resultatet av analysen ved brudd er vist i Figur 50. Vi ser tydelig av figuren at skjærkapasiteten til søylesteget ikke blir begrensende for denne bruddformen.





Figur 49: Brudd i skruerad 1 for analysen av bjelke-søyle-forbindelsen med 10.9 – skruer, ved et moment på  $167.5 \text{ kNm}$ .



Figur 50: Bruddform i analysen av bjelke-søyle-forbindelsen med 4.6 – skruer, ved et moment på  $87 \text{ kNm}$ .

Ved flyt i alle skruerader ( $87 \text{ kNm}$ ) er det bruddform 3 som er dimensjonerende. Det er ikke plastifisering av endeplaten.



---

## 7 Sammenlikning og diskusjon av resultater

### 7.1 Dobbelsnittet skjærforbindelse

For den dobbeltsnittete skjærforbindelsen i avsnitt 3.1 har vi dimensjonert kapasiteten i avsnitt 4.1, til

$$F_{v,Rd} = 77.2 \text{ kN}$$

jfr. likning (52). Fra elementanalysen i avsnitt 6.2 fant vi tilsvarende skjærkapasiteten

$$F_{v,Rd} = 81.9 \text{ kN}$$

med en samtidig skjærspenning i skruens kritiske snitt på

$$\tau_a \simeq 486 \text{ MPa} .$$

Avviket i skjærspenningen kan til dels skyldes at noe av lasten overføres som friksjon mellom laskene, fordi forbindelsen er forspent. Men dette skal ikke ha stor betydning. Som beskrevet i avsnitt 2.2.2 er avskjæringsfastheten basert på forsøk. Det er derfor rimelig å anta at avviket skyldes den konservative kapasitetsregelen i regelverket. Hvis vi benytter (3) finner vi

$$F_{v,Rd} = 77.2 \text{ kN} \frac{0.62}{0.60} \simeq 80 \text{ kN} ,$$

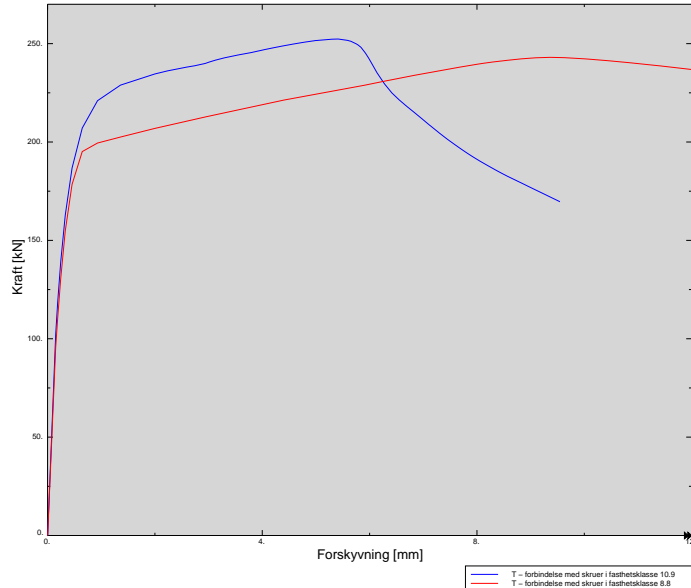
altså en kapasitet et sted midt mellom den regelverkbaserte og den analysebaserte kapasiteten. Fra den maksimale skjærspenningen vi fant under analysen kan vi også beregne forholdet mellom skjærfastheten og strekkfastheten,

$$\frac{\tau_a}{f_{ub}} = \frac{486}{800} \simeq 0.608 .$$

Herav er det altså rimelig å tro at regelverket er litt konservativt.

## 7.2 Enkel T – forbindelse

En sammenlikning av kraft-deformasjonsforløpet for de to T-forbindelsene med ulike skruematerialer er vist i Figur 51. Fra elementanalysen med bruk av 8.8 –



Figur 51: Analyseresultat av enkel T-forbindelse med 10.9 – skruer. Plot av den plastiske tøyningen i forbindelsen ved første laststeg der hele tverrsnitt i snitt 2-2 er plastifisert.

skruer har vi strekkapasiteten (98)

$$F_{T,2,Rd} = 242.3 \text{ kN}$$

Men jfr. (99) er hele tverrsnittet til flensen, ved snitt 2-2, plastifisert allerede ved strekklasten

$$F_{T,2,Rd} \simeq 207 \text{ kN} .$$

Dette stemmer godt overens med den regelverkbaserte beregningen i regnearket i Figur 26 og (92) der vi dimensjonerte kapasiteten til

$$F_{T,2,Rd} = 207.2 \text{ kN} .$$

Likevel vil vi konkludere med at forbindelsens strekkapasitet er 242.3 kN (98) fordi elementanalysen ikke resulterte i brudd før dette lastnivået. Denne kapasiteten tilsvarer nesten 17% høyere strekkapasitet enn fra regelverkbasert dimensjonering. Riktignok medfører kapasiteten (242.3 kN) en stor deformasjon som ikke vil

være akseptabel i en konstruksjon. Fra denne analysen ser det ut til at regelverket [9] har nøyaktige formler for kapasitetsberegning, dersom en ikke tillater plastifisering av kritiske snitt, jfr. (42) og (45). Imidlertid har stål også en plastisk kapasitet utover flytekriteriet, kalt fastning, og derfor er det avvik mellom elementanalysen og regelverket.

For T-forbindelsen med 10.9 – skruer er det også relativt god overensstemmelse med regelverket. Den regelverkbaserte beregningen fra Figur 27 gir oss kapasiteten

$$F_{T,1,Rd} = 208.8 \text{ kN} ,$$

mens den numeriske analysen tilsier plastifisering gjennom hele tverrsnittet (ved snitt 2-2) etter en last på

$$F_{T,1,Rd} = 228 \text{ kN} .$$

Grunnen til dette avviket er antagelig at tykkelsen til det plastifiserte snittet 2-2 ikke er lik tykkelsen til flensen. Tykkelsen til plastifiseringsnittet er noe større, men dette tar ikke regelverket hensyn til. Etter en kontroll av strekkkapasiteten med bruk av den opprinnelige tykkelsen til snitt 2-2,  $t = 15.67 \text{ mm}$  finner vi  $F_{T,1,Rd} = 228 \text{ kN}$ , altså nøyaktig det samme som for den numeriske analysen.

Det er altså god overensstemmelse med regelverket også for denne forbindelsen. Vi vil konkludere med at den virkelige kapasiteten til forbindelsen i bruddgrensetilstanden, for plastifisering av de fire flytesonen, er  $F_{T,1,Rd} = 252.3 \text{ kN}$ . Riktignok medfører denne belastningen store deformasjoner som ikke vil godtas i konstruksjoner. Denne kapasiteten er omlag 20% større enn kapasiteten beregnet fra regelverk. Det er større usikkerhet og høyere grad av konservativitet knyttet til denne flytelinjebetraktningen, enn for bruddform 1 og 2.

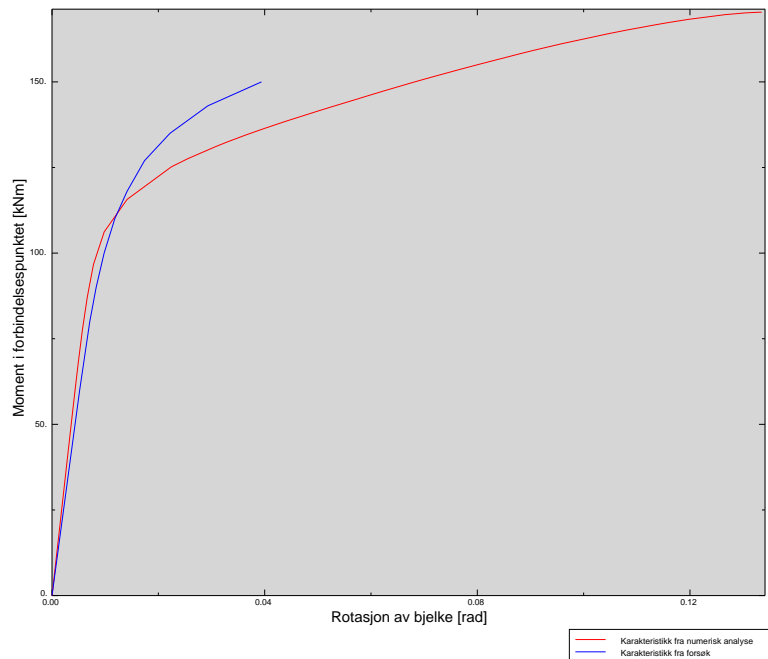
Det er tydelig i Figur 45 at flytelinjene ved skru hullene ikke går tvers over profilet, men litt diagonalt. Det bidrar til en litt lenger effektiv lengde og litt økt kapasitet. Dette er kanskje grunnen til at snittet oppnår full flyt litt senere enn snittet ved radien (2-2).

10.9 – skruene oppnår en spenning på  $800 \text{ MPa}$  ved  $2 \text{ mm}$  forskyvning og en last på  $235 \text{ kN}$ . Dette kan sammenliknes med forbindelsen med 8.8 – skruer. Skruene har samme tverrsnitt, og (jfr. Figur 5) er kraften per skru lik halvparten av den opptredende lasten, pluss hevarmkraften. Det betyr at forbindelsen med 10.9 – skruene får en større hevarmkraft. Dette er logisk fordi skruene er stivere, og det medfører større bøyedeformasjon av T-profilet, langs flytelinjene ved skru hullene.

## 7.3 Bjelke-søyle-forbindelse

### 7.3.1 Forsøksresultater

Under det opprinnelige forsøket som er beskrevet i avsnitt 3.3 ble moment-rotasjonskarakteristikken til bjelken beregnet ved å måle bjelkens nedbøyning i en avstand  $370\text{ mm}$  fra forbindelsespunktet. Deretter ble nedbøyningen grunnet bjelkestivheten utregnet etter krumningsflatemetoden og trukket fra den totale, målte nedbøyningen. Nedbøyningen grunnet rotasjon ble således benyttet til å utregne rotasjonsvinkelen. Moment-rotasjonskarakteristikken for bjelken er vist i Figur 52. Det poengteres at dette ikke er den relative moment-rotasjonskarakteristikken mellom bjelken og søylen.

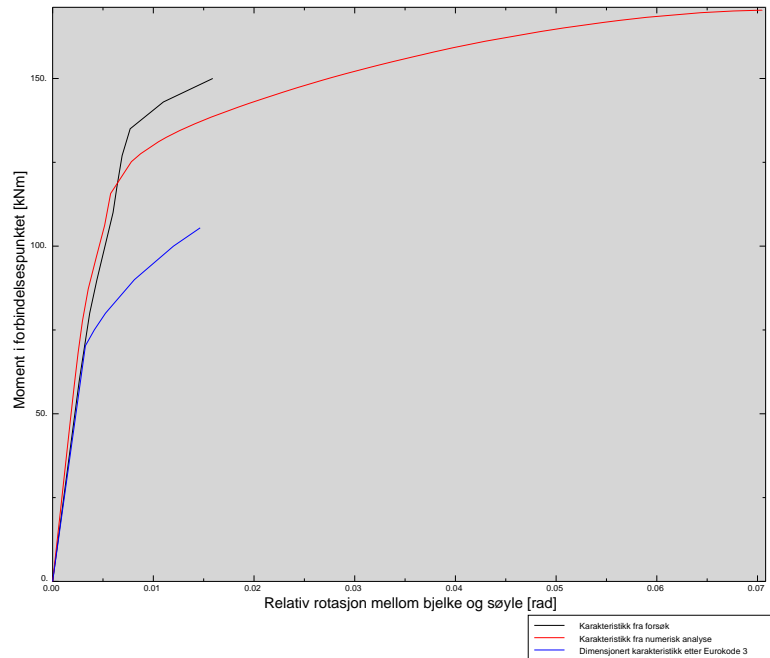


Figur 52: Rotasjon av bjelke fra forsøksresultat og numerisk analyse.

Vi ser at karakteristikken fra forsøksresultatene er litt mindre stiv for lave laster. Dette kan skyldes flere faktorer. For det første vet vi ikke størrelsen på skruehullene eller om det er benyttet skiver. Likevel er det viktigste resultatet at momentkapasiteten til det opprinnelige forsøket er en del høyere. Dette er som forventet fordi vi har kalibrert materialmodellene mot dimensjonerende verdier.

### 7.3.2 Resultater fra beregning, analyser og forsøk

Knutepunktets momentkapasitet begrenses, i følge dimensjoneringen, til  $105.45 \text{ kNm}$ .

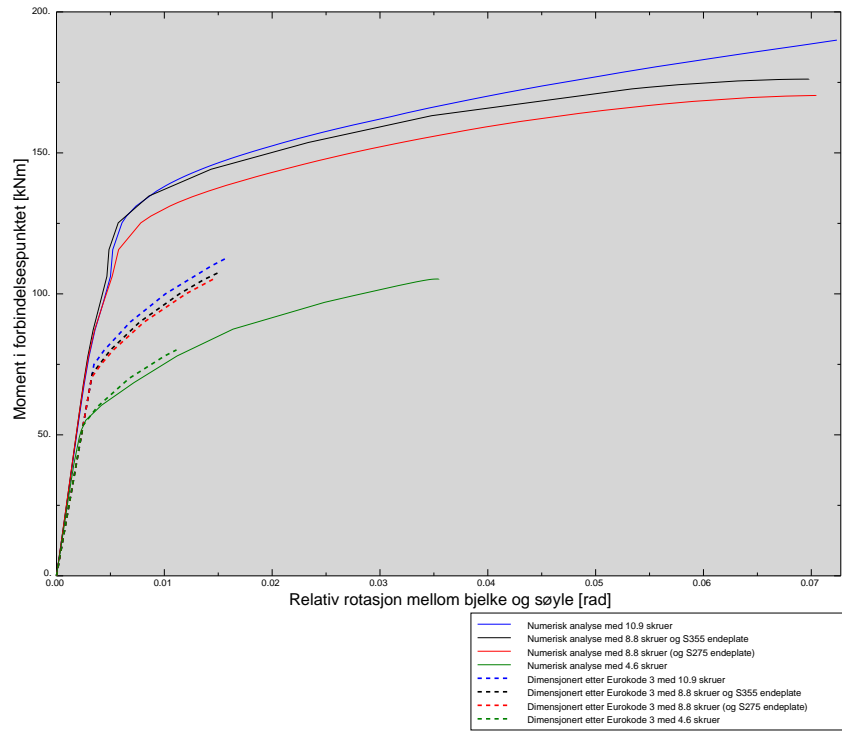


Figur 53: Relativ moment-rotasjonskarakteristikk for den opprinnelig forbindelsen, forsøksresultat, elementanalyse og regeverkbasert dimensjonering.

Den første bruddspenning får vi i skruerad 1 ved et moment på omlag  $144.3 \text{ kNm}$ ., Forsøket tilsier brudd ved  $150 \text{ kNm}$ . Dette har relativt god overensstemmelse. Det inntreffer aldri brudd i bjelke, søyle eller endeplate, men ved stor momentbelastning får vi flytning og store deformasjoner. Momentkapasiteten er altså  $144.3 \text{ kNm}$ , men rotasjonen ved denne belastningen kan ikke aksepteres. Kapasiteten beregnet etter Eurokoden er riktig dersom en ikke skal tilate flyt i noen deler av forbindelsen, og ikke tilater store deformasjoner. Men rotasjonsforløpet etter  $2/3 \text{ Mrd}$  er ikke realistisk.

I Figur 54 er det relative moment-rotasjonsforløpet til alle forbindelsene presentert.

Vi ser tydelig at analysen med 4.6 – skruer som ikke begrenses av søylens skjærkapasitet har god overensstemmelse med håndberegningene. De resterende analysene har langt høyere kapasitet enn dimensjoneringen tilsier.



Figur 54: Relativ moment-rotasjonskarakteristikk for alle forbindelsene vi har kontrollert.



---

## 8 Anbefalinger til utforming av momentforbindelser

For å sikre en hensiktsmessig utforming av momentforbindelser med skrueforbindelser presenterer vi nå noen anbefalinger for geometri og materialer.

En tommelfingerregel er at endeplatens tykkelse bør være tilnærmet lik skruediameter. Dette vil gjerne sikre tilpassede størrelser på endeplate og skruer, slik at forbindelsen oppnår en duktil oppførsel.

Skruene bør velges i fasthetsklasse 8.8 fremfor 10.9, selvom det medfører større skruediameter. En bør helst ikke benytte 10.9 – skruer da de har begrenset duktilitet. Bruk av 10.9 – skruer i offshore-innretninger begrenses naturlig fordi det kreves omfattende dokumentasjon ved bruk av denne boltekkvaliteten.

Det er god konstruksjonspraksis at kvaliteten til bjelken, søylen og endeplaten tilpasses skruerkvaliteten, men dette er ikke noe krav.



---

## 9 Konklusjon

Fra dette prosjektet har vi lært at utfordringene med skrueforbindelser i bærende stålkonstruksjoner er omfattende, og at beregningsreglene som foreligger er nokså kompliserte.

Generelt viser resultatene at at forbindelsene har en større momentkapasitet enn dimensjonert ihht. regelverket. Imidlertid gjengir dimensjoneringsreglene flytekriteriet for de fleste forbindelsene i denne oppgaven. Kapasiteten begrenses altså av flytekriteriet. Dette er å anse som veldig konservativt.

Ved summasjon av skrueradenene til en effektiv strekkapasitet, ser det ut til at en sum blir gyldig også for 10.9 – skruer. 10.9 – skruer gir imidlertid en sprø sammenføyning, og ingen forvarsel for at no alvorlig kan komme til å skje. Vi kan konkludere med at forbindelsens momentkapasitet ikke blir betydelig høyere, men rotasjonen vil være betydelig lavere ved belastning opp mot brudd, ved bruk av 10.9 – skruer. Dette er som regel ikke gunstig.

Avvikene tyder på at det vil være en kraftomfordeling i forbindelsen etterhvert som noen av delene i forbindelsen blir belastet utover sin kapasitet. Det tyder også på at det vil være samvirke mellom forskjellige deler av forbindelsen. Antakelsen om at de forskjellige delene av forbindelsen virker uavhengig av hverandre er feil.

Resultater fra de tre ulike bruddformene av en T–forbindelse viser at regelverket i noen tilfeller ikke viser tilfredsstillende resultater. Primært skyldes dette reduksjonsfaktoren  $\gamma_{M2}$  som benyttes for skruematerialet. I en elementanalyse eller virkelighet benyttes ingen reduksjonsfaktorer og derfor kan bruddformen være ulik i forhold til en dimensjonering. Dette bør en være oppmerksom på når en skal kapasitetsberegne skrudde forbindelser.



---

## Notasjon

$A$  – nominelt skafteareal for skrue

$A_s$  – spenningsareal for skrue

$a_i$  – fysisk kantavstand

$\bar{a}_i$  – beregningsmessig kantavstand

$d_0$  – skruehull-diameter

$F_{d,s}$  – strekkapasitet til skrue

$F_{d,v}$  – skjærkapasitet til skrue

$F_{T.1.Rd}$  – strekkapaistet for T-forbindelse ved bruddform 1

$F_{T.2.Rd}$  – strekkapaistet for T-forbindelse ved bruddform 2

$F_{T.3.Rd}$  – strekkapaistet for T-forbindelse ved bruddform 3

$f_u$  – strekkfasthet

$f_{ub}$  – strekkfasthet til skrue

$f_y$  – flytespenning

$f_{yb}$  – flytespenning til skrue

$\bar{f}_y$  – redusert flytespenning

$b_{eff}$  – effektiv bredde

$l_{eff}$  – effektiv lengde

$M_{pl}$  – plastisk momentkapasitet

$M_f$  – opptredende moment

$N_{d,s}$  – total strekkapasitet for en forbindelse

$\sum l_{eff}$  – summen av bidrag til en effektiv lengde

$\alpha$  – parameter for skruer nær stiver

$\beta$  – parameter til bestemmelse av bruddform

$\gamma$  – parameter til bestemmelse av bruddform

$\gamma_M$  – materialfaktor/reduksjonsfaktor

## Referanser

- [1] Bickford, John H. (1998), *Handbook of Bolts and Bolted Joints*, 1. utgave.
- [2] Bickford, John H. (2007), *Introduction to the Design and Behaviour of Bolted Joints*, 4. utgave.
- [3] Hals, Thor Erik (1999), *Stålkonstruksjoner: Profiler og formler*, 2. opplag.
- [4] Larsen, Per Kr. (1990), *Dimensjonering av stålkonstruksjoner*, 3. opplag.
- [5] Larsen, Per Kr. (2003), *Stålkonstruksjoner: Profiler og formler*, 3. utgave.
- [6] The Steel Construction Institute (1995), *Joints in Steel Constructions, Moment Connections*, 1. utgave.
- [7] BSI BS 4-1 (2005), *Structural Steel Sections - Part 1: Specification for Hot-Rolled Sections*, 1. utgave.
- [8] EN 1993-1-1 (2005), *Eurokode 3, Prosjektering av stålkonstruksjoner, Del 1-1: Generelle regler og regler for bygninger*, 1. utgave.
- [9] EN 1993-1-8 (2005), *Eurokode 3, Prosjektering av stålkonstruksjoner, Del 1-8: Knutepunkter*, 1. utgave.
- [10] EN 10002-1 (2001), *Metalliske materialer – strekkprøving, Del 1*, 2. utgave.
- [11] EN 10025-3 (2004), *Varmvalset konstruksjonsstål, Del 3: Tekniske egenskaper for leveringstilstand*, 1. utgave.
- [12] EN ISO 898-1 (1999), *Mekaniske egenskaper for forbindelsesmidler, Del 1: Skruer*, 1. utgave.
- [13] NS 3472 (2001), *Prosjektering av stålkonstruksjoner*, 3. utgave.
- [14] NS 3464 (2000), *Utførelse av stålkonstruksjoner*, 1. utgave.
- [15] N-004 (2004), *Norsok: Design of steel structures*, 2. utgave.
- [16] Tingstads Tekniske katalog (2003).
- [17] Abaqus Version 6.8 Documentation (2008).

## **Vedlegg A**

Som beskrevet i kapittel 5, er det vedlagt et regneark for kapasitetsberegning av en ekvivalent T-forbindelse for en skruerad i den forlengede delen av en endeplate.