



Universitetet
i Stavanger

DET TEKNISK-NATURVITENSKAPELIGE FAKULTET

MASTEROPPGAVE

Studieprogram/spesialisering: Konstruksjoner og Materialer/ Offshorekonstruksjoner	Vår semesteret, 2011
Forfatter: Mirza Buzaljko (signatur forfatter)
Fagansvarlig: Rolf A. Jacobsen Veileder(e): Nicolas Neumann, Aibel AS	
Tittel på masteroppgaven: Rotasjonsstivhet av sveiste T-knutepunkter, sammensatt av kvadratiske hulprofiler utsatt for i-planet bøyning Engelsk tittel: Rotational stiffness of welded SHS beam to column joints subjected to in-plane bending	
Studiepoeng: 30	
Emneord: ABAQUS, FEM, EC3, Knutepunkt, Moment i-planet, Stål, Eurokode, Rotasjonsstivhet, Komponentmetode, Aibel AS	Sidetall: 109 + vedlegg/annet: 81 Stavanger 01.06.11 dato/år

FORORD

Denne rapporten er en dokumentasjon av min masteroppgave for studieretningen Konstruksjoner og materialer med fordypning i offshorekonstruksjoner ved det teknisk naturvitenskaplige fakultet, Universitetet i Stavanger (UiS). Utførelse av oppgaven er gjort i samarbeid med Aibel AS ved deres kontor på Forus, en av de ledende leverandører til olje og gassindustrien.

Kvadratiske og rektangulære hulprofiler er benyttet i et bredt spekter rammer og fagverk, både i landbasert byggevirkksomhet og offshoreindustrien. Sammenføyningen forekommer ofte ved at gurt og stav er sammensveist normalt på hverandre til å danne et T-knutepunkt. Eurokode NS-EN 1993-1-8:2005+NA:2009 som blir benyttet til prosjektering av knutepunkter i Norge dekker nødvendige kapasitetsgrenser ved design av SHS og RHS knutepunkter. Når det gjelder rotasjonsstivheten til T-knutepunktet, omhandler standarden bare åpne profiler og påpeker at problemstillingen bør tas hensyn til.

Målsetningen med denne oppgaven er å utvikle en komponentmetode for T-knutepunktet når det er utsatt for i-planet bøyning, og videre evaluere det mot numeriske analyser.

CIDECT som er en ledende internasjonal forening og produsent av hulprofiler er kontaktet tidlig i prosessen, først og fremst for å undersøke tidligere arbeid som er utført på dette området. Utlevert forsknings materiell er benyttet til kalibrering av analysemodell i Abaqus, hvor det deretter er benyttet til sammenlikning av resultater.

Jeg vil takke min eksterne veileder Nicolas Neumann for tilrettelegging av en problemstilling som tar opp et betydningsfullt tema, samt hans faglige kompetanse og engasjement. Videre vil jeg også takke Gunnar Lian og Fuad Nuhic for opplæringen i Abaqus og våre faglige diskusjoner underveis.

Til slutt vil jeg takke veileder Rolf A. Jakobsen ved Universitetet i Stavanger for god veiledning underveis i prosessen.

Stavanger, Juni 2011

Mirza Buzaljko

SAMMENDRAG

I denne masteroppgaven er rotasjonsstivheten til ulike T-knutepunkt sammensatt av kvadratiske hulprofiler studert ved moment i-planet. Eurokode 3 [7] omfatter bare kapasitetsgrenser for knutepunkt av huleprofiler, mens den for knutepunkt av åpne profiler også omfatter rotasjonsstivhet. Dermed blir usikkerheten stor når et T-knutepunkt sammensatt av hulprofiler skal klassifiseres etter rotasjonsstivhet.

Oppgaven identifiserer hvilke basiskomponenter som er til stedet i T-knutepunktet, og utleder dem ved bruk av generell bjelketeori. Det påvises hvilke basiskomponenter som har innvirkning på knutepunktets rotasjonsstivhet og dermed også hvilke som er neglisjerbare. Ut fra dette foreslår oppgaven en komponentmetode til å bestemme rotasjonsstivheten til T-knutepunktet.

Innvirkningen fra stavens og gurtens rotasjon til systemets statiske deformasjon er beskrevet og utledet i oppgaven. Initierting av flyt i staven er håndtert ved å utlede reststivheten. For å etablere en teoretisk moment/rotasjons-relasjon er nødvendige kapasitetsformuleringer vist i henhold til Eurokode 3 [7].

Analysemodellen i oppgaven er kalibrert i henhold til utførte forsøk ved Universitet i Karlsruhe, Desember 1983. Numeriske analyser er videre systematisk utført på ulike knutepunktsgemetrier. Rotasjonsstivheten og feilmodene er studert med hensyn til knutepunktsparemetere β , tykkelsesforholdet (t_0/t_1) og gurtens slankhet (b_0/t_0), hvor samtlige parametere er påvist til å være av betydning for knutepunktets rotasjonsstivhet.

Oppgavens fokus ligger i sammenhengen mellom de foreslåtte stivhetskomponeentene og de numeriske analysene. Avvikene mellom komponentmetoden og de numeriske analysene er diskutert, hvor en toleranse i avviket er satt til ca 20 %. Samtlige avvik mellom resultatene fra de numeriske analysene og komponentmetoden skyldes fleksibiliteten til komponentmetoden.

Den største utfordringen med formuleringen av rotasjonsstivhet i et knutepunkt er at det ikke eksisterer en konservativ grense, som ved kapasitetsformuleringer. Utslaget fra avviket i rotasjonsstivheten kan påvirke rammeverket negativt uansett om det i realiteten gir et stivere knutepunkt. Dermed må samtlige betraktninger være realistiske i anvendelsene av basiskomponeentene.

Skal et knutepunkt dimensjoneres for høy rotasjonsstivhet, anbefales det i oppgaven å designe T-knutepunktet med høy β -verdi. Det presiseres videre at tilstrekkelig rotasjonsstivhet kan oppnås hvis gurtens slankhet er lav mens knutepunktsparemetere er i et område $0.85 \leq \beta \leq 1$.

Samtlige numeriske beregninger er vedlagt som vedlegg i oppgaven.

INNHALDSFORTEGNELSE

1	INNLEDNING	9
1.1	BAKGRUNN	9
1.2	PROBLEMSTILLING.....	10
1.3	ORGANISERING AV OPPGAVEN	11
1.4	SYMBOLER.....	12
2	BAKGRUNNSTEORI OG TEORIUTVIKLING	14
2.1	T-KNUTEPUNKTETS OPPBYGNING I HENHOLD TIL EUROKODE 3	14
2.2	KNUTEPUNKTETS KONSTRUKSJONSEGENSKAPER	16
2.2.1	<i>Generell klassifisering av knutepunktmodell</i>	16
2.2.2	<i>Motstand og deformasjonsoppførsel av knutepunktet</i>	17
2.2.3	<i>Klassifisering av knutepunktet etter stivhet</i>	18
2.2.4	<i>Klassifisering etter styrke</i>	20
2.2.5	<i>Klassifisering etter rotasjonskapasitet</i>	22
2.3	T-KNUTEPUNKTETS OPPFØRSEL	24
2.3.1	<i>Generelt</i>	24
2.3.2	<i>Knutepunktets basiskomponenter</i>	25
2.4	UTLEDNING AV STIVHETSKOEFFISIENTEN BASISKOMponenter	30
2.4.1	<i>Skjærkonstanten K_{xz} for rektangulære tverrsnitt</i>	30
2.4.2	<i>Skjærpanelets stivhetskoeffisient</i>	32
2.4.3	<i>Stivhetskoeffisient til steg påkjent av trykk og strekk</i>	34
2.4.4	<i>Stivhetskoeffisienten til gurtens flens i bøyning</i>	37
2.4.5	<i>Sveisens bidrag til stivhet og lastfordeling</i>	43
2.4.6	<i>Stivhetskoeffisient til stav påkjent av trykk og strekk</i>	46
2.4.7	<i>Konklusjon fra utledningene av stivhetskoeffisientene</i>	48
2.5	SYSTEMETS STATISKE OPPTREDEN	50
2.5.1	<i>Stavens og gurtens elastiske oppførsel</i>	50
2.5.2	<i>Variabel elastisk reststivhet av stav ved flyt</i>	52
2.6	KAPASITETSFORMULERINGER FOR T-KNUTEPUNKTET	56
2.6.1	<i>T-knutepunktets bruddformer</i>	56
2.6.2	<i>Momentkapasitet av gurtstavens flens</i>	57
2.6.3	<i>Momentkapasitet av gurtstavens sidevegg</i>	57
2.6.4	<i>Brudd i stegstav</i>	58
3	FEM MODELLERING OG NUMERISK TILNÆRMING	59
3.1	INTRODUKSJON AV ELEMENTMETODEN	59
3.2	FORMULERING AV ELEMENTMETODEN	60
3.2.1	<i>Bakgrunn for valg av skall element</i>	61
3.2.2	<i>Skalltykkelse og seksjonspunkter</i>	64
3.2.3	<i>Lineære og andreordenselementer</i>	64
3.2.4	<i>Sammenkobling av elementer og forskyvninger</i>	65
3.2.5	<i>Krav til formfunksjonen</i>	65
3.2.6	<i>Skallelementer i Abaqus</i>	66
3.3	KALIBRERING VED HJELP AV KONVERGENSSTUDIE	67
3.3.1	<i>Generelt</i>	67
3.3.2	<i>Forsøkoppsett</i>	67
3.3.3	<i>Materialmodell</i>	69
3.3.4	<i>Vurdering av skallelementer</i>	69
4	NUMERISKE ANALYSER I ABAQUS	73
4.1	OPPBYGNING AV ANALYSEMODELLENE I ABAQUS.....	74
4.1.1	<i>Materialmodell</i>	76
4.2	ROTASJONSSTIVHET I HENHOLD TIL NUMERISKE ANALYSER	79

4.3	ROTASJONSSTIVHET FOR $B=1$ OG $[T_0/T_1] \geq 1$	80
4.3.1	<i>Rotasjonsstivhet av SHS 200x6.3 $[t_0/t_1]=1$</i>	80
4.3.2	<i>Rotasjonsstivhet ved $\beta=1$ når $[t_0/t_1] > 1$</i>	82
4.3.3	<i>Drøfting av deformasjonsbidrag</i>	83
4.4	VURDERING AV ROTASJONSSTIVHETEN MOT KOMPONENTMETODEN	87
4.4.1	<i>Kommentar vedrørende stivhetsbidrag ved $\beta=1$</i>	90
4.5	ROTASJONSSTIVHET AV T-KNUTEPUNKT MED $B < 1$	91
4.5.1	<i>T-knutepunkt når $\beta = 0.9$</i>	91
4.5.2	<i>Vurdering mot komponentmetoden ved $\beta=0.9$</i>	92
4.5.3	<i>T-knutepunktet når $\beta \leq 0.8$</i>	94
4.5.4	<i>Vurdering mot komponentmetoden ved $\beta \leq 0.8$</i>	97
4.5.5	<i>Flytdiagram for beregning av rotasjonsstivheten med komponentmetoden</i>	98
4.6	ANBEFALING MED HENSYN TIL LASTBÆRING OG ROTASJONSSTIVHET	100
4.7	SAMMENLIGNING MED KOEFFISIENMETODEN	102
5	KONKLUSJON	104
6	FORSLAG TIL VIDERE ARBEID	105
7	REFERANSE:	106
8	VEDLEGG A – HÅNDBEREGNINGER OG REGNEARK	108
9	VEDLEGG B DIVERSE KURVER	109

Figurer

FIGUR 1-1 ANVENDELSE AV VIERENDEEL RAMMEVERKET	9
FIGUR 2-1 T-KNUTEPUNKTETS GEOMETRI [1]	14
FIGUR 2-2 DEFINISJON AV KNUTEPUNKTSROTASJONEN	17
FIGUR 2-4 ROTASJONSSTIVHET VED LINEAR ELASTISK GLOBAL ANALYSE [1].....	18
FIGUR 2-5 SONEINNDDELING FOR KNUTEPUNKT [1].....	19
FIGUR 2-6 GRENSER FOR STYRKE AV KNUTEPUNKTER [14]	20
FIGUR 2-7 DIMENSJONERENDE MOMENT/ROTASJONSRELASJON.....	21
FIGUR 2-8 PLASTISK MOMENTKAPASITET	22
FIGUR 2-9 FORDELING AV KREFTER	25
FIGUR 2-10 ROTASJONSSTIVHET VED FJÆRSTIVHET I SERIE	26
FIGUR 2-11 T-KNUTEPUNKTETS BASISKOMponentER	27
FIGUR 2-12 STIVHETSMODELLE FOR T-KNUTEPUNKT MED $B=1$	29
FIGUR 2-13 STIVHETSMODELLE FOR T-KNUTEPUNKT MED $B < 1$	29
FIGUR 2-14 LAMELL I BJELKEN FÅR SKJÆRSPENNING SOM ET RESULTAT AV SKJÆRKRAFTEN [6]	30
FIGUR 2-15 K_{xz} FOR REKTANGULÆRT TVERRSNITT [6]	31
FIGUR 2-16 DEFORMASJON AV SKJÆRpaneLET	32
FIGUR 2-17 FJÆRLENGDEN FOR KOMponentEN VED X-KNUTEPUNKT.....	34
FIGUR 2-18 FJÆRLENGDEN FOR KOMponentEN VED T-KNUTEPUNKT	35
FIGUR 2-19 KRAFT SPREDNINGEN	35
FIGUR 2-20 KRAFTFORDELINGEN VED $B < 1$ [LANGS GURTENS LENGDEAKSE].....	36
FIGUR 2-21 KRAFTFORDELINGEN VED $B < 1$	36
FIGUR 2-22 EKVIVALENT U-SNITT	37
FIGUR 2-23 GURTfLENSENS MOMENTDIAGRAM MED PÅFØRT ENHETSLAST	38
FIGUR 2-24 UTSREKNINGEN AV DEN PLASTISKE SONEN LANGS GURTENS LENGDEAKSE	39
FIGUR 2-25 FLYTELINJEMØNSTERET TIL GURTENS FLENS	39
FIGUR 2-26 FLYTEMØNSTERET OVER GURTENS FLENS.....	40
FIGUR 2-27 IDEALISERT FLYTEMODELLE	42
FIGUR 2-28 MOMENT OG SKJÆRKRAFT FORDELING	43
FIGUR 2-29 SVEISENS ROTASJON	44
FIGUR 2-30 TVERRSNITT AV KNUTEPUNKTSSONEN.....	45
FIGUR 2-31 KRAFTSPREDNINGEN RUNDT STAVEN.....	46
FIGUR 2-32 BETRAKTNINGEN FOR DEN EFFEKTIVE LENGDEN	47
FIGUR 2-33 FORHOLD MELLOM STIVHETSKOEFFISIENTENE.....	48
FIGUR 2-34 STIVHETSMODELLE FOR $B=1$	49
FIGUR 2-35 STIVHETSMODELLE FOR $B < 1$	49
FIGUR 2-36 SYSTEMETS DEFORMASJONSBIDRAG	50
FIGUR 2-37 MOMENT OG SKJÆRFORDELINGEN FOR STAV	51
FIGUR 2-38 MOMENT OG SKJÆRFORDELINGEN FOR GURT.....	51
FIGUR 2-39 STAVENS UTVIKLING AV FLYT VED BØYEMOMENT.....	53
FIGUR 2-40 TØYNINGENE OG SPENNINGEN I DET ELASTOPLASTISKE OMRÅDET	53
FIGUR 2-41 SAMMENHENG MELLOM MOMENTKAPASITET OG KRUMNING	54
FIGUR 2-42 KRAFTPARTBETRAKTNING VED DET ELASTOPLASTISKE MOMENTET	54
FIGUR 2-43 AVSTANDEN TIL FLYTEOMRÅDET.....	56
FIGUR 2-44 PLASTIFISERING I GURTSAVENS FLENS [1].....	57
FIGUR 2-45 SPENNINGSFORDELINGEN I GURTENS SIDEVEGG [5]	58
FIGUR 2-46 BRUDD I STEGSTAV [1].....	58
FIGUR 3-1 FLATT SKALLELEMENT	61
FIGUR 3-2 TYNNE SKALLEELEMENTER	62
FIGUR 3-3 TYKKE SKALL ELEMENTER.....	63
FIGUR 3-4 TVERRSNITTSPUNKTER VED INTEGRASJONSPUNKT	64
FIGUR 3-5 LINEAR TRIANGULÆR ELEMENT.....	61
FIGUR 3-6 ANDREORDENS TRIANGULÆR ELEMENT	64
FIGUR 3-7 NODEINNDDELINGEN VED BRUK AV LINEÆRE OG ANDREORDENS FIRKANT ELEMENTER	65
FIGUR 3-8 FORSØKSOPPSETT I ABAQUS	68
FIGUR 3-9 LASTSYKLUS FOR FIRKANTELEMENTET.....	70
FIGUR 3-10 ØKNING I FLYTEPUNKTER, VED ØKENDE FRIHETSGRADER	70
FIGUR 3-11 LASTSYKLUS TIL S4 SKALLELEMENT OG S3 ELEMENTET	71

FIGUR 3-12 LASTSYKLUS TIL S8R SKALLELEMENT OG STRI65 ELEMENTET	71
FIGUR 3-13 X-Y PLAN AV T-KNUTEPUNKTET	72
FIGUR 3-14 X-Z PLAN AV T-KNUTEPUNKTET	72
FIGUR 4-1 T-KNUTEPUNKTETS GEOMETRI	74
FIGUR 4-2 MONITOR FRA ABAQUS	75
FIGUR 4-3 SYSTEMETS TOTALE ROTASJON	79
FIGUR 4-4 T-KNUTEPUNKT AV SHS 200x6.3 FOR B=1	80
FIGUR 4-5 BRUDDSPENNINGER TIL T-KNUTEPUNKTET	81
FIGUR 4-6 T-KNUTEPUNKT [GURT SHS200x10 & STAV SHS200x6.3] FOR B=1	82
FIGUR 4-7 GURTENS SKJÆRPANEL	83
FIGUR 4-8 LOKAL DEFORMASJON I TOPPEN LANGS GURTENS LENGDEAKSE X [M]	84
FIGUR 4-9 LOKAL DEFORMASJON I BUNNEN LANGS GURTENS LENGDEAKSE X [M]	85
FIGUR 4-10 ROTASJONSSIVHET I HENHOLD TIL KOMPONENTMETODEN OG DE NUMERISKE ANALYSENE	87
FIGUR 4-11 ROTASJONSSIVHET I HENHOLD TIL KOMPONENTMETODEN OG DE NUMERISKE ANALYSENE	88
FIGUR 4-12 VON MISES SPENNINGSFORDELING FOR B=1 & T0/T1 =1.27	88
FIGUR 4-13 VON MISES SPENNING [PA]	89
FIGUR 4-14 B=0.9 T-KNUTEPUNKT [GURT=200x6.3, STAV=180x6.3]	91
FIGUR 4-15 T-KNUTEPUNKT [GURT SHS200x10 & STAV SHS180x6.3] B=0.9 T0/T1=1.58	92
FIGUR 4-16 T-KNUTEPUNKT [GURT=200x8, STAV=180x6.3] B=0.9	93
FIGUR 4-17 T-KNUTEPUNKT [GURT=200x10, STAV=180x6.3] B=0.9	93
FIGUR 4-18 T-KNUTEPUNKT [GURT SHS200x6.3 & STAV SHS160x6.3] B=0.8 & T0/T1=1	95
FIGUR 4-19 SNITT GJENNOM GURTENS LENGDEAKSE	95
FIGUR 4-20 T-KNUTEPUNKT [GURT SHS200x10 & STAV SHS120x6.3 B=0.6 T0/T1=1.58	96
FIGUR 4-21 T-KNUTEPUNKT [GURT SHS200x10 & STAV SHS120x6.3] INITIERING AV FLYT	96
FIGUR 4-22 B=0.8 T-KNUTEPUNKT [GURT=200x10, STAV=180x6.3]	97
FIGUR 4-23 B=0.6 T-KNUTEPUNKT [GURT=200x10, STAV=120x6.3]	98
FIGUR 4-24 BASISKomponenter	99
FIGUR 4-25 VARIASJON AV ROTASJONSSIVHET	100
FIGUR 4-26 SONEKlassifisering for PORTALRAMME	101
FIGUR 4-27 KoeffisientVariasjonen for B0/T0=25	102
FIGUR 4-28 KoeffisientVariasjonen for B=1	103

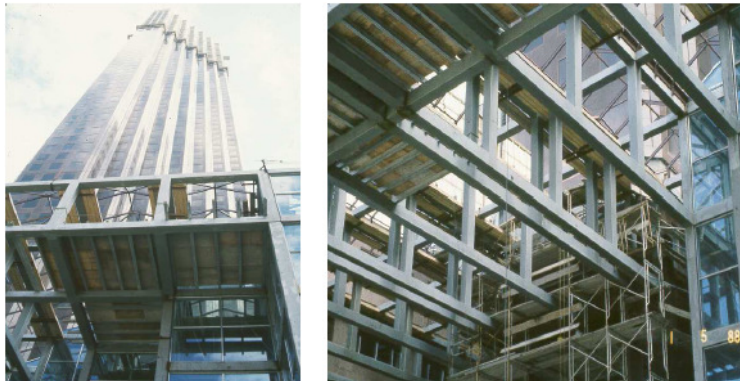
Tabeller

TABELL 2-1 GYLDIGHETSOMRÅDE FOR SVEISTE KNOTEPUNKTER MELLOM STEGSTAVER OG GURTSTAVER [1].....	15
TABELL 2-2 FORHOLD MELLOM BREDDE OG TYKKELSE FOR TRYKKPÅKJENTE TVERRSNITTSDELER [2].....	15
TABELL 2-3 TYPE KNOTEPUNKT MODELL [1].....	16
TABELL 2-4 MODIFIKASJONSKOEFFISIENT FOR STIVHET H [1].....	18
TABELL 2-5 T-KNOTEPUNKTETS BASISKOMponentER.....	28
TABELL 2-6 T-KNOTEPUNKTETS STIVHETSKOEFFISIENTER.....	49
TABELL 2-7 SYSTEMETS DEFORMASJON.....	50
TABELL 3-1 OVERSIKT OVER SKALLELEMENTER.....	66
TABELL 3-2 KNOTEPUNKTSGEOMETRI.....	68
TABELL 3-3 RANDBETINGELSER.....	68
TABELL 3-4 ELASTISK MATERIALMODELL.....	69
TABELL 3-5 TRILINEAR MATERIALMODELL.....	69
TABELL 3-6 STUDERTE ELEMENTTYPER & STØRRELSER.....	69
TABELL 4-1 FORSØKSTABELL.....	73
TABELL 4-2 T-KNOTEPUNKTETS GEOMETRI.....	74
TABELL 4-3 FASTHETSVERDIER FOR S355 STÅL.....	76
TABELL 4-4 MATERIALPARAMETERNE TIL S355 STÅL.....	77
TABELL 4-5 TRILINEAR MATERIALMODELL FOR S355 STÅL.....	77
TABELL 4-6 DEFORMASJONSMÅLINGER FRA ABAQUS.....	85
TABELL 4-7 SKJÆRpanelets DEFORMASJON.....	86
TABELL 4-8 DEFORMASJON AV SKJÆRpanelet I GURT VED $B=1$	86
TABELL 4-9 TOTAL TEORETISK DEFORMASJON.....	86
TABELL 4-10 ROTASJONsstIVHETEN OG MOMENTKAPASITETEN AV $B=1$ KNOTEPUNKTENE.....	90
TABELL 4-11 $B=0.9$ KNOTEPUNKTETS HOVEDPARAMETERE.....	94

1 INNLEDNING

1.1 Bakgrunn

Arthur Vierendeel var den første som i 1896 foreslo fagverk sammensatt av staver normalt på gurtstaver [11]. Fagverkstypen er benyttet i et bredt spekter konstruksjonstyper i dag, siden rammeverket er produksjonsvennlig samtidig som det er arkitektonisk attraktiv. Rammetypen er basert på momentoverføring mellom stav og gurt, hvor sammenføyingen ofte forekommer ved at gurt og stav er sammensveist normalt på hverandre til å danne et T-knutepunkt. På grunn av hulprofilens egenskaper er knutepunktet praktisert i en rekke rammer og fagverk.



Figur 1-1 Anvendelse av Vierendeel rammeverket

Knutepunktets formål er å overføre krefter og momenter fra et stavelement videre til et annet, hvor knutepunktets egenskaper kan beskrives med en moment/rotasjons-relasjon. Idealiserte stive og leddete knutepunktsforbindelser forekommer sjeldent i virkeligheten, knutepunktet vil som regel befinne seg i et område mellom disse ytterpunkter. Rotasjon av knutepunktet medfører en deformasjon som kommer i tillegg til rammens Dette skjer fordi forbindelsen verken kan overføre et like stort moment eller har nok rotasjonsstivhet som en fast innspent forbindelse.

Rammeverkets evne til å danne flyteledd og opprettholde rotasjoner slik at ytterligere moment kan overføres til andre deler av konstruksjonen er bare mulig hvis rotasjonsstivheten i knutepunktet er tilstrekkelig. En typisk forutsetning med sveiste fagverks knutepunkter har vært å anta helt stive forbindelser, dette er sjeldent tilfelle for Vierendeel knutepunkter. Basert på tidligere forskning er det konkludert med at styrke og rotasjonsstivhet av T-knutepunktet avtar, ved et økende slankhetsforhold samtidig som forholdet mellom stav og gurt avtar [11]. Siden det ikke eksisterer en standardisert fremgangsmåte er det på tross av tidligere forskning knyttet stor usikkerhet til T-knutepunktets rotasjonsstivhet.

Eurokode 3 [7] som blir benyttet til prosjektering av knutepunkter i Norge dekker nødvendige kapasitetsformuleringer ved design av SHS og RHS knutepunkter, men ikke beregningsmetode for rotasjonsstivhet til disse. Når det gjelder rotasjonsstivhet, påpeker standarden at problemstillingen bør tas hensyn uten noen videre fremgangsmåte. Dette medfører ofte at betraktninger tas ved intuisjon når rammer og fagverk skal prosjekteres.

1.2 Problemstilling

Målsetningen med denne oppgaven er å studere rotasjonsstivheten til T-knutepunkter sammensatt av kvadratiske hulprofiler utsatt for moment i planet. Oppgavens omfang skal dekke variasjonen av rotasjonsstivheten ved ulike geometriske parametere, ved numeriske analyser og teoretiske utledninger. Det skal gjøres rede for hvilke basiskomponenter som bidrar til rotasjonsstivheten i knutepunktet, samt hvor stort bidraget fra disse er. Målsetningen videre er å evaluere foreslåtte stivhetskoeffisienter mot numeriske analyser fra Abaqus.

Opgaven omfatter følgende punkter:

1. Et grundig litteratursøk for å se om det foreligger litteratur på området.
 2. Analysemodellen skal kalibreres i henhold til utførte tester ved Universitetet i Karlsruhe [17]. Kalibreringen av analysemodellen innebærer at det utføres en konvergenstudie for å bestemme en hensiktsmessig elementinndeling.
 3. Analyser skal utføres systematisk hvor knutepunktsparemeteren og slankheten endres etter tur. Variasjonen av rotasjonsstivheten skal studeres og sammenlignes med eksisterende koeffisientkurver [17], som er bestemt av Universitetet i Karlsruhe.
 4. Samtlige basiskomponenter som påvirker knutepunktets rotasjonsstivhet, skal identifiseres. Bidraget fra basiskomponenten til rotasjonsstivheten vil deretter bestemmes ved teoretiske utledninger. Det påvises ved teoretiske uttrykk hvilke komponenter som har innvirkning på rotasjonsstivheten og hvilke komponenter som er neglisjerbare.
- Etter at rotasjonsstivheten til knutepunktet er bestemt vil momentkapasitets formuleringer gitt i Eurokode 3 [7] benyttes til å bestemme knutepunktets moment/rotasjons-relasjon.
5. Den utledede komponentmetoden skal evalueres mot resultatene fra de numeriske analysene. Betragtningene som er utført ved anvendelsene av komponentene vurderes på dette stadiet mot resultatene fra analysene.
 6. Geometriske parametere som er av vesentlig betydning for rotasjonsstivheten skal bestemmes i oppgaven. Ut fra dette skal det foreslås hvordan en skal designe et T-knutepunkt etter rotasjonsstivhet.

1.3 Organisering av oppgaven

I kapittel 2 viser oppgaven T-knutepunktets oppbygning i henhold til Eurokoden, samt eksisterende regelverk for generell knutepunktsklassifisering. Deretter identifiseres samtlige basiskomponenter, hvor deres påvirkning på rotasjonsstivheten blir verifisert ved formuleringer av stivhetskoeffisienten. Kapittelet foreslår en komponentmetode for beregning av rotasjonsstivhet til T-knutepunktet.

Elementmetoden blir presentert i kapittel 3, hvor bakgrunnen for valget av skallelementet underbygges ved en konvergenstudie. Kapittelet danner grunnlaget for den benyttede analysemodellen i Abaqus.

Samtlige numeriske analyser er representert i kapittel 4, hvor det da trekkes paralleller mot den utledede komponentmetoden og koeffisientkurvene som er laget ved Universitetet i Karlsruhe[17]. Komponentmetoden verifiseres ved at deformasjonsbidragene til hver komponent studeres. Diskusjonene foretas i kapittelet hvor optimaliseringsmulighetene påpekes.

Kapittel 5 er avsatt til konklusjon og anbefalinger, mens kapittel 6 foreslår videre arbeid med problemstillingen.

Samtlige håndberegninger ligger i vedlegg A, mens illustrasjoner er lagt ved i vedlegg B.

1.4 Symboler

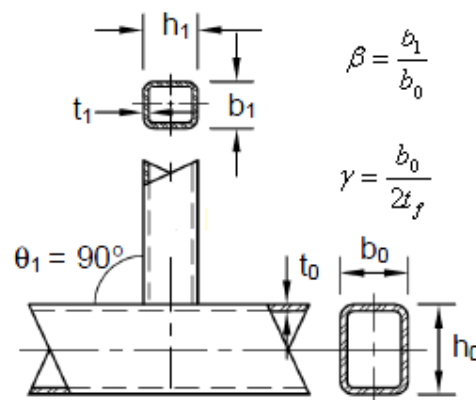
A	bruttoareal
a	sveisens rotmål
A_b	bjelkens tverrsnittareal
A_c	søylens tverrsnittareal
A_{eff}	effektivt areal
A_{net}	nettoareal
A_s	boltens spenningsareal
A_v	skjærareal
A_{vc}	stegets skjærareal
W_e	det elastiske motstandsmomentet
$W_{pl,ip}$	plastisk motstandsmoment i-planet (sterk akse)
E	elastitetsmodul
I	annet arealmoment
L_b	bjelkens spennvidde (fra sentrum til sentrum av søyla)
L_c	søylens etasjehøyde
K_b	middelverdien av I_b/L_b for alle bjelker i toppen av den aktuelle etasjen
K_c	middelverdien av I_c/L_c for alle søyler i toppen av den aktuelle etasjen
I_b	bjelkens andre arealmoment
I_c	søylens andre arealmoment
S_j	rotasjonsstivheten
k	stivhetskoeffisienten
$M_{ip,Ed}$	påført moment i konstruksjonsplanet
$M_{ip,Rd}$	knutepunktets momentkapasitet i konstruksjonsplanet

θ_i	vinkelen mellom stegstaven og gurten
b_{eff}	effektiv bredde for en stegstav ved forbindelse med gurt
η	forholdet mellom stegstavens høyde og gurtstavens bredde
β	forholdet mellom stegstavens og gurtens midlere bredde
γ	forholdet mellom gurtens bredde og to ganger veggtykkelsen
f_{y0}	flytegrensen i gurten
γ_{M5}	partialfaktor for knutepunkter i en fagverkskonstruksjon av hulprofiler
$W_{el,i}$	elastisk tverrsnittsmodul for stav i
$W_{pl,i}$	plastisk tverrsnittsmodul for stav i
t_i	veggtykkelse av stav
K_{xz}	skjærkonstanten
t_w	tykkelsen på steget
$t_{w,b}$	bjelkestegets tykkelse
$t_{w,c}$	søylestegets tykkelse
ε^0	en vektor for initial tøyning i elementet
$\varepsilon_{cr_pl,sann}$	den sanne kritiske plastiske tøyningen
ε_{nom}	den nominelle tøyningen
$\varepsilon_{pl,sann}$	den sanne plastiske tøyningen
ε_{sann}	den sanne tøyningen
ε_u	bruddtøyningen
ε_y	flytetøyningen
σ_{cr_sann}	den sanne kritiske spenningen
σ_{nom}	den nominelle spenningen
σ^0	en vektor for initial spenning i elementet
σ_{sann}	den sanne spenningen

2 Bakgrunnsteori og teoriutvikling

2.1 T-knutepunktets oppbygning i henhold til Eurokode 3

T-knutepunktets geometri er definert ved at gurten og staven er sammenføyd normalt på hverandre. Forholdet mellom stegstavens og gurtens utvendige bredde er definert som knutepunktets β -verdi. Parameteren γ er forholdstallet mellom gurtens bredde og to ganger veggtykkelsen. Forbindelsens evne til å overføre moment vil være styrt av β parameteren og veggtykkelsen til gurt (t_0) og stav (t_1).



Figur 2-1 T-knutepunktets geometri [7]

Samtlige kapasitetsformuleringer for knutepunkt bygget opp av rektangulære og kvadratiske hullkantprofiler er knyttet til et gyldighetsområde [7], gjengitt i Tabell 2-1.

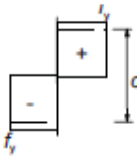
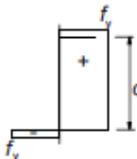

Forutsatt at geometrien er innen gyldighetsområdet, kan dimensjonerende knutepunktskapasiteter benyttes i henhold til Eurokode 3 [7]. Knutepunkter med parametere utenfor gyldighetsområdet er lovlige, men da skal samtlige bruddformer tas hensyn til og det skal tas hensyn til sekundærmomentene, som er forårsaket av rotasjonsstivheten. Stavens og gurtens tverrsnittsbegrensninger ligger i forholdet mellom bredde og tykkelse og tverrsnittets høyde og bredde. Det er i tillegg krav at knutepunktsparemetere β ikke skal være lavere enn 0.25 [7].

Meningen med klassifiseringen av tverrsnitt er å avgjøre om tverrsnittets moment og rotasjonskapasitet er begrenset til lokal knekking. Dette avhenger av tverrsnittets forhold mellom bredde og tykkelse i trykkpåkjennte deler, flens eller steg.

På steder hvor flyteledd kan dannes, bør staver ha tilstrekkelig rotasjonskapasitet slik at den nødvendig omfordeling av bøyemomenter kan inntre. En stav med konstant tverrsnitt tilfredsstiller kravet forutsatt at staven har tverrsnittsklasse 1 hvor flyteleddet er lokalisert [8].

Knutepunktparametere [i = 1 eller 2]						
Type knutepunkt	$\beta = \frac{b_1}{b_0}$	$\frac{b_1}{t_1}$ [trykk]	$\frac{b_1}{t_1}$ [strekk]	$\frac{h_0}{b_0}$ og $\frac{h_i}{b_i}$	$\frac{b_0}{t_0}$ og $\frac{h_0}{t_0}$	Gap eller overlapp
T, Y eller X	$\beta \geq 0.25$	≤ 35 og Klasse 1 eller 2	≤ 35	$\geq 0,5$ men ≤ 2.0	≤ 35 og Klasse 1 eller 2	-

Tabell 2-1 Gyldighetsområde for sveiste knutepunkter mellom stegstaver og gurtstaver [7]

$\varepsilon = \sqrt{235 / f_y}$			
Klasse	Tverrsnittsdeler som utsettes for bøyning	Tverrsnittsdeler som utsettes for trykk	Tverrsnittsdeler som utsettes for bøyning og trykk
Spenningsfordeling i tverrsnittsdeler [trykk positiv]			
1	$\frac{c}{t} \leq 72\varepsilon$	$\frac{c}{t} \leq 33\varepsilon$	når $\alpha \geq 0.5$: $\frac{c}{t} \leq \frac{396\varepsilon}{13\alpha - 1}$ når $\alpha < 0.5$: $\frac{c}{t} \leq \frac{36\varepsilon}{\alpha}$
2	$\frac{c}{t} \leq 83\varepsilon$	$\frac{c}{t} \leq 38\varepsilon$	når $\alpha \geq 0.5$: $\frac{c}{t} \leq \frac{456\varepsilon}{13\alpha - 1}$ når $\alpha < 0.5$: $\frac{c}{t} \leq \frac{41,5\varepsilon}{\alpha}$
f_y (MPa)	235	355	420
ε	0.92	0.81	0.75

Tabell 2-2 Forhold mellom bredde og tykkelse for trykkpåkjennte tverrsnittsdeler [8]

Eurokode 3 [8] definerer fire tverrsnittsklasser etter tverrsnittets evne til å danne flyteledd. For tverrsnitt av klasse 1 sier standarden at flyteledd kan dannes uten at tverrsnittets dimensjonerende momentkapasitet må reduseres. Videre kan tverrsnittsklasse 2 utvikle dimensjonerende plastisk momentkapasitet, men i forhold til tverrsnittsklasse 1 har den begrenset rotasjonskapasitet på grunn av lokal knekking. Dimensjonerende plastisk momentkapasitet er forhindret av lokal knekking for tverrsnitt av klasse 3. Tverrsnittet kan nå flytegrensen under forutsetningen at fordelingen av spenninger er elastisk. Lokal knekking vil forhindre tverrsnitt av klasse 4 til å nå flytegrensen.

Bakgrunnen for tverrsnittets klassifisering er forholdet mellom bredden og tykkelsen til de trykkpåkjente delene av tverrsnittet, som steg og flens. Klassifiseringen foretas normalt etter den minst gunstige klassen av de trykkpåkjente tverrsnittsdeler. De ulike delene av tverrsnittet kan også klassifiseres hver for seg. Siden det er ønskelig å studere knutepunktets plastiske rotasjonskapasitet uten at lokal knekking skal inntre vil profiltyper av tverrsnittsklasse 1 og 2 benyttes. Tabell 2-2 er redusert til tverrsnittsklasse 1 og 2, siden disse benyttes i oppgaven.

2.2 Knutepunktets konstruksjonsegenskaper

2.2.1 Generell klassifisering av knutepunktmodell

Forbindelsene klassifiseres etter knutepunktets evne til å overføre moment. Virkningen av knutepunktets moment/rotasjon-relasjon skal tas hensyn til i fordelingen av lastvirkningene i konstruksjonen, med mindre de er så små at de kan neglisjeres [7]. I tillegg til tradisjonelle framgangsmåter hvor knutepunktet er idealisert enten som leddet eller stiv, tillater Eurokoden design av halvstive knutepunkter. Dette kommer fra test forsøk hvor observert knutepunktsoppførsel ofte faller mellom disse ytterpunkter. Dette betyr at samtlige knutepunkter vil besette noe moment kapasitet og rotasjonsstivhet. I visse tilfeller vil momentkapasiteten og rotasjonsstivheten i knutepunktet være så liten eller så stor at det blir behandlet som leddet eller stiv. For kunne foreta en avgjørelse om det er nødvendig å ta hensyn til knutepunktets moment/rotasjons-relasjonen, skilles det mellom idealiserte modeller for knutepunktets oppførsel [7].

Global analysemetode	Klassifisering av knutepunkt		
Elastisk	Nominelt leddet	Bøyningsstivt	Delvis bøyningsstivt
Stiv-plastisk	Nominelt leddet	Full styrke	Delvis styrke
Elastisk-plastisk	Nominelt leddet	Bøyningsstivt og full styrke	Delvis bøyningsstivt og delvis styrke Delvis bøyningsstivt og full styrke Bøyningsstivt og delvis styrke
Knutepunktmodell	Ledd	Kontinuerlig	Delvis kontinuerlig

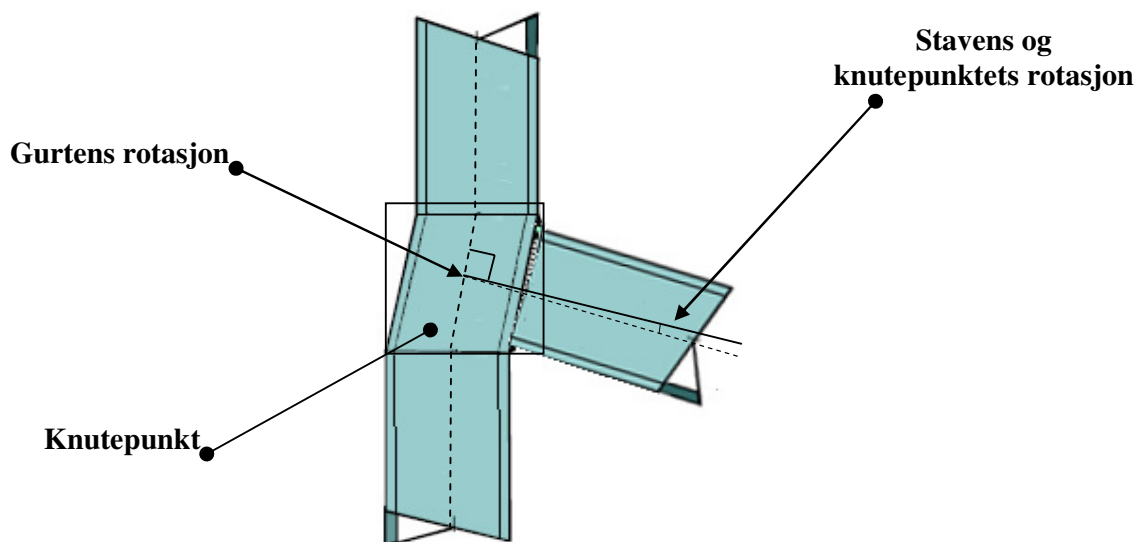
Tabell 2-3 Type knutepunkt modell [7]

Klassifiseringen til knutepunktet avhenger av global analysemetode. De tre metodene er elastisk, stiv plastisk og elastisk plastisk. Ved elastisk analyse bør knutepunktet klassifiseres etter sin rotasjonsstivhet, hvor knutepunktet bør ha tilstrekkelig styrke til å overføre laster som følger analysen. Ved stivplastisk analyse bør knutepunktet klassifiseres etter sin styrke, og rotasjonskapasiteten til knutepunktet skal være tilstrekkelig. Ved elastisk-plastisk global analyse bør knutepunktet klassifiseres etter både stivhet og styrke [7]. . Generelt skiller det mellom skjær og momentforbindelser, hvor en momentforbindelse kan overføre moment, aksial og skjærkrefter, mens skjærforbindelser bare overfører aksial og skjærkrefter.

Et nominelt leddet knutepunkt overfører opptredende krefter uten at det oppstår momenter av betydningen som kan virke ugunstig for de innfestede stavene eller konstruksjonen som helhet. Stive knutepunkter forutsettes å ha tilstrekkelig rotasjonsstivhet til at det kan forutsettes full kontinuitet, det vil si at effekten av den faktiske fleksibiliteten i forbindelsen kan neglisjeres. Ved delvis bøyingsstive knutepunkter er det nødvendig å ta hensyn til knutepunktets rotasjonsstivhet, siden forbindelsen er for fleksibel til å regnes som stiv uten at den er leddet[7].

2.2.2 Motstand og deformasjonsoppførsel av knutepunktet

Den mekaniske egenskapen til knutepunktet kan beskrives ved hjelp av moment/rotasjons forholdet hvor rotasjonsstivheten, momentkapasitet og rotasjonskapasiteten er hovedparametrene til knutepunktet. Knutepunkts egenskapen kan beskrives som en rotasjonsfjær som forbinder staven og søylen i krysningspunktet mellom stavens senterlinjer[9]. For konstruksjonsberegning består knutepunktet av basiskomponenter som danner egenskapene for overføring av lastvirkningene mellom de forbundene staver. Knutepunktsrotasjonen skyldes den lokale deformasjonen i knutepunktet, som vil være geometrisk bestemt. Systemets totale rotasjon vil være sammensatt av gurtens, stavens og knutepunktets vinkelendring.



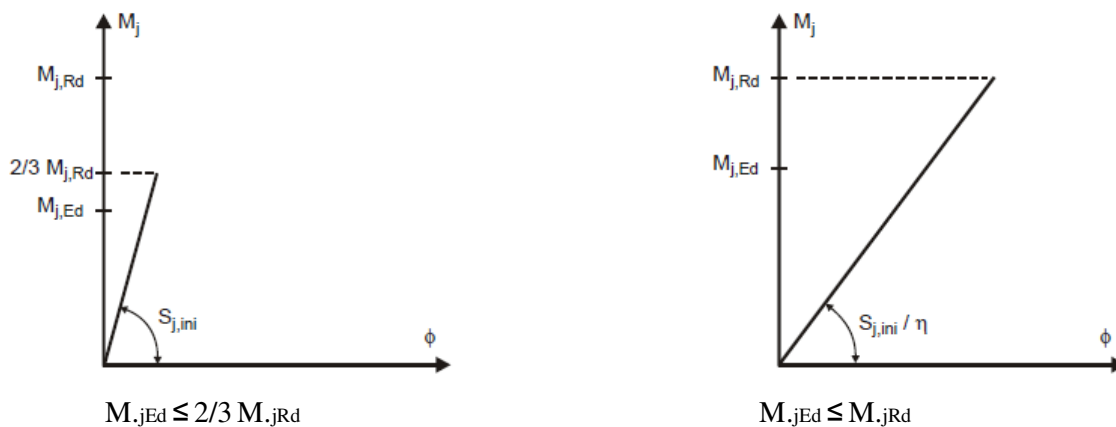
Figur 2-2 Definisjon av knutepunktsrotasjonen

2.2.3 Klassifisering av knutepunktet etter stivhet

Klassifiseringen av knutepunkt kan enten bestemmes etter styrke eller stivhet. T-knutepunktets hovedparametere er *momentkapasitet*, *rotasjonsstivhet* og *rotasjonskapasitet*. *Initialrotasjonsstivheten* $S_{j,ini}$ tilsvarer knutepunktets forhold mellom påført moment og vinkelutslag i det elastiske området. I henhold til Eurokode 3 [7] kan initialstivheten benyttes hvis opptredende moment $M_{j,Ed}$ ikke overskrider $2/3$ av dimensjonerende momentkapasiteten $M_{j,Rd}$. *Rotasjonsstivheten* S_j tilsvarer sekantstivheten til knutepunktet, som ved forenkling kan brukes for samtlige opptredende moment ved å dele initialrotasjonsstivheten med modifikasjonskoeffisienten η [7].

Type forbindelse	Knutepunkter mellom bjelke og søyle	Andre typer knutepunkter (knutepunkter mellom bjelker, bjelkeskjøter, fotplater i søyleføtter)
Sveist	2	3

Tabell 2-4 Modifikasjonskoeffisient for stivhet η [7]



Figur 2-4 Rotasjonsstivhet ved linear elastisk global analyse [7]

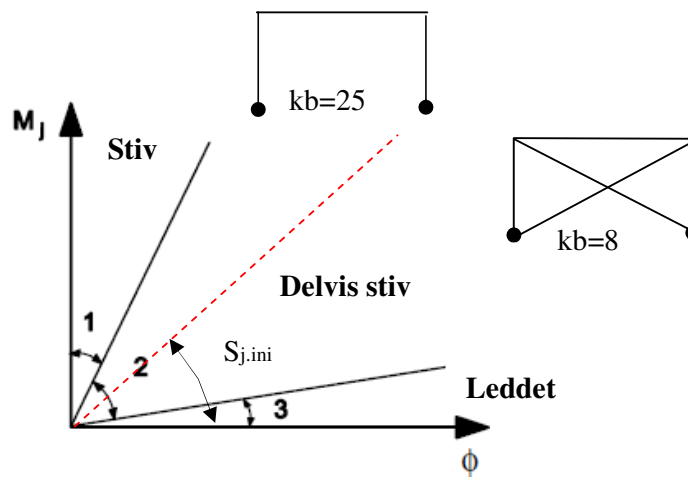
Grenseverdiene for rotasjonsstivhet mellom stive og delvis stive forbindelser er basert på nøyaktigheten av designet. Den minste rotasjonsstivheten av knutepunktet i en ramme som forårsaker endringen av omfordelingen krefter kan evalueres.

Knutepunktet klassifiseres som stivt, leddet eller delvis stivt etter at initialrotasjonsstivheten sammenlignes med klassifiseringsgrensene[7].

Stivhetsklassifiseringen er inndelt i tre soner, hvor sone 1 er stivt, sone 2 er delvis stivt og sone 3 er leddet. En idealisert leddet og stiv forbindelse vil representere horisontal og vertikal akse. For at knutepunktet skal kunne klassifiseres etter stivhet må det tas hensyn til rammens avstivningssystem og dimensjon.

Knutepunktet er i sone 1 hvis $S_{j,ini} \geq k_b EI_b / L_b$ [7], dette tilsvarer et stivt knutepunkt. For rammer med et avstivningssystem som reduserer den horisontale forskyvningen med minst 80 %, settes k_b lik 8. For andre rammer settes k_b lik 25 forutsatt at forholdet mellom bjelkens og søylens stivhet er større enn 0.1 ($K_b/K_c \geq 0.1$).

Samtlige knutepunkter som faller mellom sone 1 og sone 3 klassifiseres som delvis stive (sone 2). For delvis stive knutepunkter må rotasjonsstivheten bestemmes analytisk. Kriteriet for et delvis stivt knutepunkt er at søylens stivhet er mer enn 10 ganger større enn bjelkens.



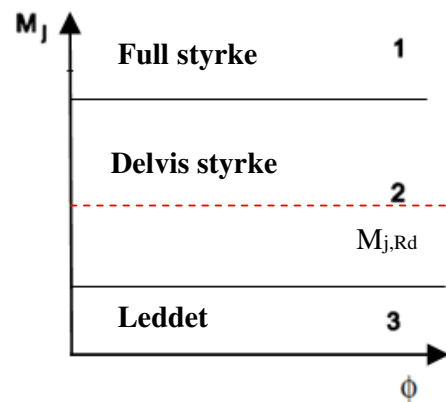
Figur 2-5 Soneinndeling for knutepunkt [7]

Hvis knutepunktets initialrotasjonsstivhet er mindre enn $0.5EI_b/L_b$ finnes knutepunktet i sone 3, dermed et leddet knutepunkt.

2.2.4 Klassifisering etter styrke

Momentkapasiteten angir knutepunktets styrke i forhold til staven den forbinder, ved full momentkapasitet vil knutepunktets styrke være minst like stor som stavens. Ved lavere momentkapasitet i knutepunktet enn staven, vil knutepunktets motstand påvirke den globale kapasiteten til rammen. Knutepunktets evne til å rotere i plastiske faser uten at brudd oppstår er bestemt av *rotasjonskapasiteten* Φ_{cd} . Dette er et mål på forbindelsens duktilitet, hvor komponentenes tøyningsegenskaper setter grense for rotasjonskapasiteten.

Et knutepunkt klassifiseres etter styrke ved å sammenligne dets dimensjonerende momentkapasitet $M_{j,Rd}$ med dimensjonerende momentkapasitet for staven den forbinder.



Figur 2-6 Grenser for styrke av knutepunkter [20]

Et T-knutepunkt med full styrke har enten dimensjonerende momentkapasitet $M_{j,Rd}$ større enn stavens plastiske momentkapasitet $M_{b,pl,Rd}$, eller to ganger søylens plastiske momentkapasitet $M_{c,plRd}$ [7]

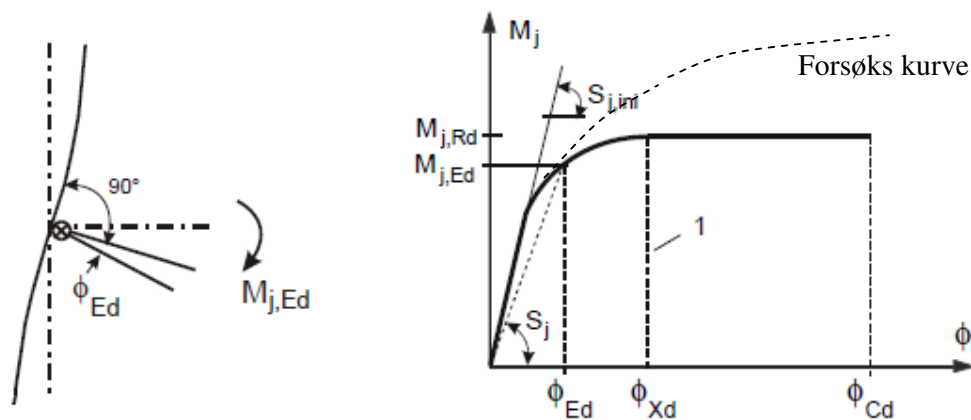
Enten :

$$M_{j,Rd} \geq M_{b,pl,Rd},$$

Eller

$$M_{j,Rd} \geq 2 M_{c,plRd}$$

Hvis knutepunktets dimensjonerende momentkapasitet ikke er større enn 0.25 ganger den dimensjonerende momentkapasiteten som kreves for et knutepunkt med full styrke, kan knutepunktet klassifiseres som leddet [7]. Et knutepunkt med delvis styrke faller mellom kriteriene for et knutepunkt med full styrke og et leddet.



Figur 2-7 Dimensjonerende moment/rotasjonsrelasjon

Motstand og deformasjonsatferd av knutepunktet, som er representert med moment/rotasjons karakteristikk kan deles i tre områder [9].

Elastisk område :

Forholdet mellom indre krefter og deformasjoner kan beskrives ved hjelp av en tilnærmet linear funksjon til knutepunktets elastiske momentkapasitet. Samtlige basiskomponenter finnes i et elastisk området, hvor stigningstallet er knutepunktets initelle rotasjonsstivhet.

Plastisk område:

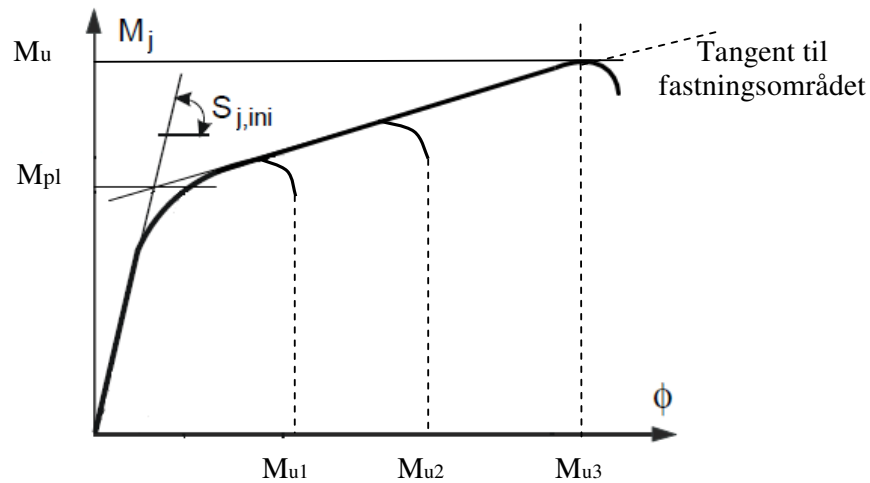
Når flytespenning av en basiskomponent av knutepunktet er nådd, vil den elastiske omfordelingen av indre krefter endres til en plastisk fordeling. Dette medfører en ikke linear funksjon av moment/rotasjonsrelasjonen.

Fastnings-området:

Hvis ingen sprekkdannelser dannes før plastisk momentkapasitet er nådd, kan den egentlige plastiske motstanden være større på grunn av tøyings-fastningen av materialet og membraneffekten.

I fastnings området er kapasiteten begrenset til basiskomponentenes sprekkdannelse og stabilitet. Av praktiske årsaker blir dette området tilnærmet med en rett linje. Forenklingen kan ikke benyttes til design av sprø komponenter.

Knutepunktets plastiske momentkapasitet M_{pl} kan bestemmes ved kryssingspunktet mellom tangentlinjen til rotasjonsstivheten fra det elastiske området og tangentlinjen til fastningsområdet Figur 2-8. Erfaringer fra tidligere forsøk [9] er at bruddmomentet M_u ved brudd sjeldent blir nådd når kapasiteten i fastningsområdet øker med deformasjonen slik at forsøket stoppes på grunn av begrensninger i laboratoriet. Plastisk momentkapasitet M_{pl} skal benyttes som en henvisning til å beskrive knutepunktets kapasitet. Dette er på grunn av at design-kurven er bestemt med karakteristiske verdier. Partialfaktor skal benyttes til å bestemme designkapasiteten.



Figur 2-8 Plastisk momentkapasitet

M_{u1} viser en moment/rotasjons karakteristik hvor brudd er forårsaket av en sprø komponent i knutepunktet. M_{u2} viser at maksimalt moment avtar etter moderat rotasjon av komponentene i knutepunktet. Et duktilt knutepunkt vil ofte forårsake at forsøket må stoppes før maksimal moment er nådd, M_{u3} . Hvis knutepunktet klassifiseres etter duktilitet og momentkapasitet, kan det deles inn etter følgende [9].

Knutepunktsklasse 1

Knutepunktet kan oppnå plastisk momentkapasitet og har betydelig duktilitet til å danne flyteledd.

Knutepunktsklasse 2

Knutepunktet kan oppnå plastisk momentkapasitet, men har begrenset deformasjonskapasitet på grunn av en eller flere sprø basis komponenter i knutepunktet.

Knutepunktsklasse 3 og 4

Knutepunkter er ikke i stand til å oppnå plastisk momentkapasitet på grunn av tidlig lokal knekking eller sammenbrudd i noen av komponentene.

2.2.5 Klassifisering etter rotasjonskapasitet

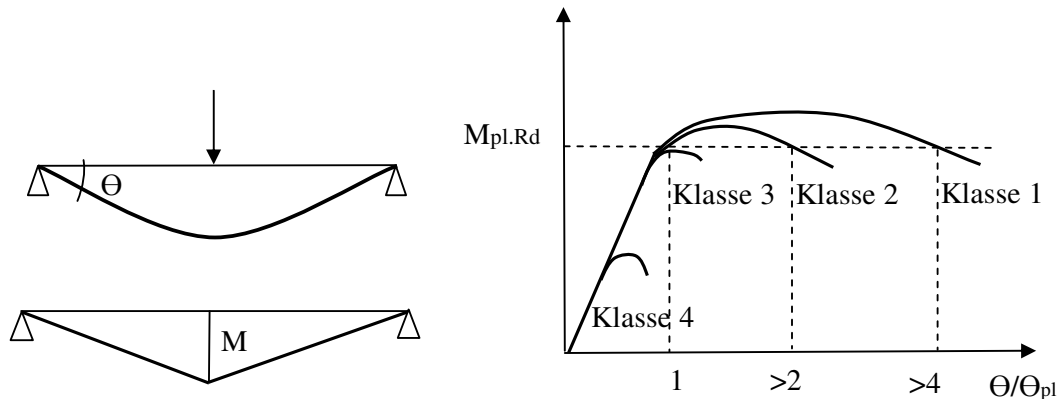
Eurokode 3 [7] spesifiserer at knutepunktets rotasjonskapasitet skal undersøkes uavhengig om det er et leddet, delvis stiv eller et stivt knutepunkt hvis momentkapasiteten er under $1.2 M_{pl,Rd}$. Standarden spesifiserer ikke noe videre kriterier for knutepunktsklassifisering etter rotasjonskapasitet. I henhold til [1] kan kriteriet for klassifiseringen fastsettes hvis det relateres til stavens eller bjelkens tverrsnitt. Eksempelvis hvis den fritt opplagte bjelken på Figur 2-9 er av tverrsnittklasse 1, da skal det tilhørende knutepunktet også klassifiseres etter klasse 1 (Knutepunktsklasser er definert i 2.2.4). I utgangspunktet skal rotasjonskapasiteten til dette knutepunktet være tilstrekkelig til at bjelken klarer å etablere flyteledd.

Fra tverrsnittklassifiseringen på Figur 2-9 kan det etableres følgende kriterier for leddete knutepunkt:

(2-1)

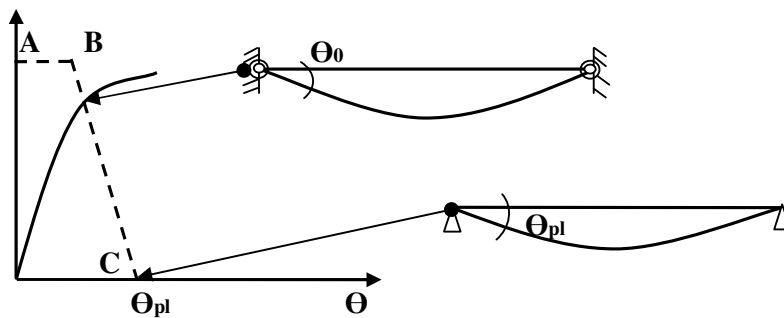
$$\theta_{cd} > \begin{cases} 4\theta_{pl} & \text{for knutepunktsklasse 1} \\ 2\theta_{pl} & \text{for knutepunktsklasse 2} \end{cases}$$

Θ_{pl} er rotasjonen i enden av bjelken for en fritt opplagt bjelke når momentet når det plastiske $M_{pl.Rd}$.



Figur 2-9 Klassifisering av tverrsnitt [2]

Oppførselen av en bjelke med delvis stift knutepunkt utsatt for jevn fordelt belastning er illustrert på Figur 2-10. Den stiplede linjen BC definerer knutepunktsrotasjonen når det plastiske momentet $M_{pl.Rd}$ er nådd på midtspennet. Rotasjonen er bestemt som et skjæringspunkt mellom linjen BC og moment/rotasjonsskurven, hvor helningsvinkelen er gitt med $\Theta_0 = (1 - 0.5M/M_{pl.Rd})$ [3]. Eksempelvis hvis bjelken er av tverrsnittsklasse 1, vil dannelsen av flyteleddet øke knutepunktsrotasjonen med $3\Theta_{pl}$. I tilfellet bjelken er av tverrsnittsklasse 2, vil økningen i knutepunktsrotasjonen være Θ_{pl} .



Figur 2-10 Nødvendig knutepunkts rotasjon for å etablere et flyteledd i en bjelke [4]

I henhold til Figur 2-11 er påkrevd rotasjon for delvis stive knutepunkt, parallelt med BC linjen og uttrykkes følgende:

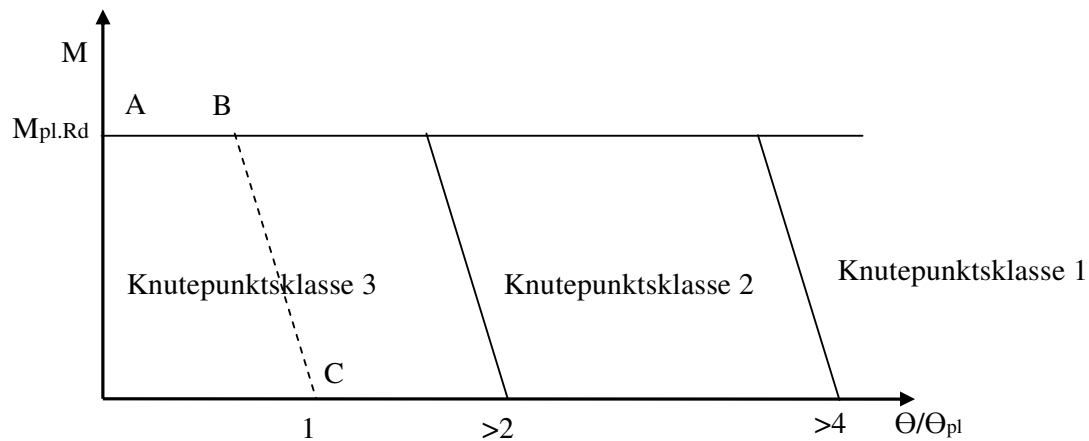
(2-2)

$$\theta_{cd} > \begin{cases} \theta_0 + 3\theta_{pl} & \text{for knutepunktsklasse 1} \\ \theta_0 + \theta_{pl} & \text{for knutepunktsklasse 2} \end{cases}$$

Siden $\Theta_0 < \Theta_{pl}$, kan klassifiseringen for leddete knutepunkt trygt benyttes på delvis stive. En ytterligere forenkling kan utføres ved praktisk anvendelse hvis en sier at Θ_{pl} utgjør omtrent 0.02 rad [5]. Dermed kan grensebetingelsene uttrykkes i radianer hvor klassifiseringen kan foretas uten at bjelken lengde er kjent :

(2-3)

$$\theta_{cd} > \begin{cases} 0.08rad & \text{for knutepunktsklasse 1} \\ 0.02rad & \text{for knutepunktsklasse 2} \end{cases}$$



Figur 2-11 Grenser for klassifisering etter rotasjonskapasitet [6]

2.3 T-knutepunktets oppførsel

2.3.1 Generelt

T-knutepunktet deles generelt i to grupper etter dets geometriske konfigurasjon:

Tilfelle 1 – bredden til gurtens og staven er lik, med andre ord knutepunktets β er lik 1.

Tilfelle 2- gurtens bredde er større enn stavens, dermed er knutepunktets $\beta < 1$.

Hovedforskjellen mellom disse to tilfellene er at lasten i første tilfelle overføres direkte gjennom gurtens steg, mens i det andre tilfellet er lasten fra staven overført gjennom gurtens flens. På grunn av tverrsnittsformen til RHS og SHS profilet vil også gurtens flens være delvis utsatt for spenninger fra staven i tilfelle 1. Stivhetsforskjellen mellom gurtens flens og staven medfører at omfordelingen av spenninger jevnfordeles i knutepunktet.

2.3.2 Knutepunktets basiskomponenter

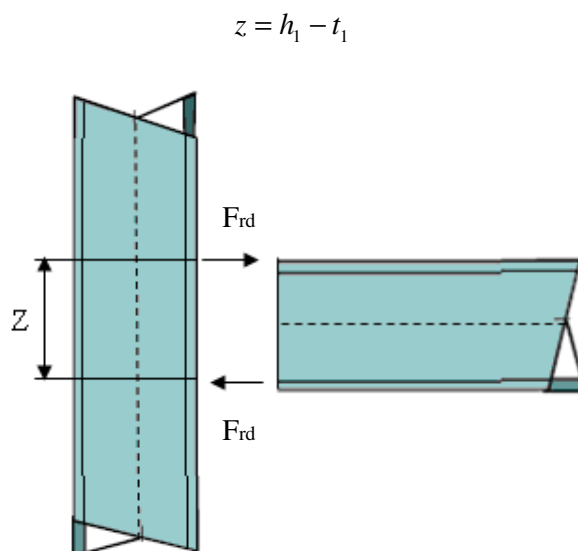
Knutepunktet består av en sammenføyning av basiskomponenter som bestemmer knutepunktets evne til å overføre krefter fra en stav til en annen [7]. Kapasiteten og rotasjonsstivheten er avhengig av de basiskomponenter som er til stede og deres egenskaper. Rotasjonsstivheten til knutepunktet bestemmes på grunnlag av fleksibiliteten til basiskomponentene, hvor hver komponent er kjennetegnet med sin elastiske stivhetskoeffisient. Koeffisientene uttrykkes med hensyn til knutepunktets geometriske parametere, som igjen betyr at de ikke har en konstant verdi men at de varierer med knutepunktet.

Generelt vil samtlige basiskomponenter være til stede i T-knutepunktet, uansett hvilke verdier knutepunktets generelle parametere har. Basiskomponenter som har en mye høyere stivhetskoeffisient, vil ha en liten innvirkning på rotasjonsstivheten. Det er dermed de fleksible komponentene som påvirker rotasjonsstivheten.

Samtlige basiskomponenter i knutepunktet må identifiseres, slik at deres betydning kan bestemmes. Tabell 2-5 viser samtlige basiskomponenter som trer inn når T-knutepunktet er utsatt for bøyemoment i planet. Tabellen skiller mellom $\beta=1$ og $\beta<1$ knutepunkt.

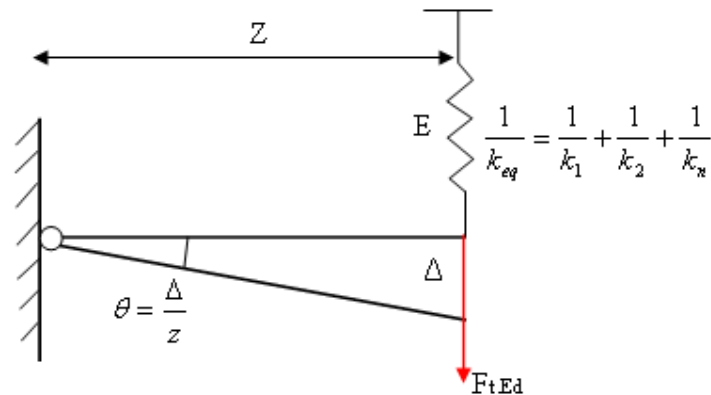
Ved momentbelastning på T-knutepunktet, vil kraftparet fordeles etter momentarmen z . Avstanden mellom trykk og strekkflensens middelplan blir dermed momentarmen til forbindelsen, hvor h_1 utgjør stavens høyden, mens t_1 er stavens tykkelse.

(2-4)



Figur 2-12 Fordeling av krefter

For basiskomponenter som virker i serie, vil bidraget fra de fleksible komponentene summeres etter Figur 2-13, dette kommer fra formuleringen for rotasjonsstivhet S_j [7]. Bakgrunnen for formuleringen kan betraktes ved en leddet bjelke med ekvivalent fjærstivhet, hvor θ utgjør rotasjonsvinkelen.



Figur 2-13 Rotasjonsstivhet ved fjærstivhet i serie

Rotasjonsstivheten på generell form er gitt med:

$$S_j = \frac{M}{\theta} \quad (2-5)$$

Samtlige stivhetskomponenter for en lineær fjær går etter definisjonen i (2-6), hvor k er den aktuelle stivhetskomponenten, S er stivheten mens E er elastitetsmodulen.

$$k = \frac{S}{E} \quad (2-6)$$

Momentet uttrykkes:

$$M = F_{tEd} \cdot z = k_{eq} \cdot E \cdot \Delta \cdot z \quad (2-7)$$

Moment og rotasjon innsatt i likning(2-5) gir dermed det teoretiske uttrykket for rotasjonsstivheten.

$$S_j = \frac{M}{\theta} = \frac{k_{eq} \cdot E \cdot \Delta \cdot z}{\frac{\Delta}{z}} = k_{eq} \cdot E \cdot z^2 = \frac{E \cdot z^2}{\sum_i \frac{1}{k_i}} \quad (2-8)$$

De ukjente stivhetskoeffisienter som virker i serie må identifiseres og bestemmes skal rotasjonsstivheten bestemmes. Antallet komponenter som virker parallelt kan eventuelt multipliseres og summers etter serie.

I henhold til Eurokode 3 [7] tar standarden hensyn til stivhetsforholdet ved parameteren μ .

$$S_j = \frac{E \cdot z^2}{\mu \sum_i \frac{1}{k_i}} \quad (2-9)$$

k_i Er stivhetskoeffisienten for basiskomponent i knutepunktet

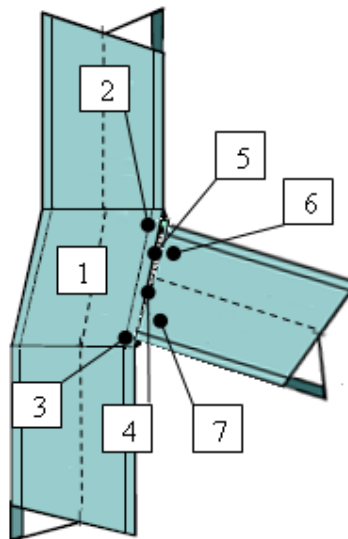
z Er momentarmen, definert i (2-4)

μ Er stivhetsforholdet mellom initialrotasjonsstivheten $S_{j,ini}$ og rotasjonsstivheten S_j , likningen gir initialrotasjonsstivheten hvis $\mu=1$ benyttes i likningen.

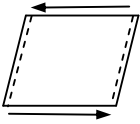
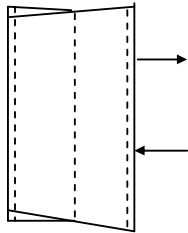
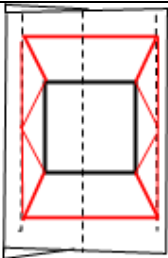
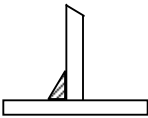
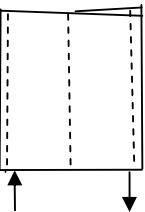
Hvis $M_{j,Ed} \leq 2/3 M_{j,Rd}$ er stivhetsforholdet $\mu=1$

Hvis $2/3 M_{j,Rd} \leq M_{j,Ed} \leq M_{j,Rd}$ bestemmes stivhetsforholdet

$\mu = (1.5 M_{j,Ed} / M_{j,Rd})^\Psi$, hvor koeffisienten Ψ er lik 2.7 for sveist forbindelse [7]



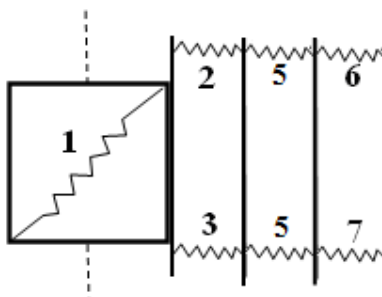
Figur 2-14 T-knutepunktets basiskomponenter

T-knutepunktets basiskomponenter				
Knutepunktsparemeter			$\beta = 1$	$\beta < 1$
1	Gurtens stegpanel påkjent av skjær		X	X
2	Gurtens steg påkjent av tverrgående strekk		X	X
3	Gurtens steg påkjent av tverrgående trykk		X	X
4	Gurtflens påkjent av bøyning			X
5	Sveis		X	X
6	Stegstav påkjent i trykk		X	X
7	Stegstav påkjent i strekk		X	X

Tabell 2-5 T-knutepunktets basiskomponenter

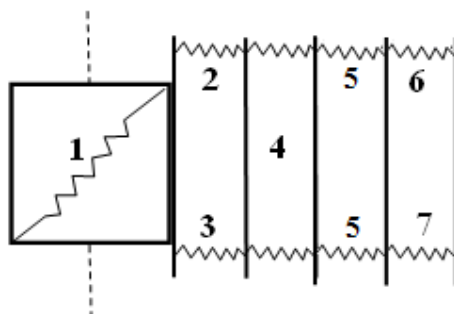
* Komponentene som inntreer i knutepunktetsgeometrien er krysset av i Tabell 2-5

For T-knutepunkt med knutepunktspareter $\beta = 1$ vil overføringen av bøyemomentet fra staven forekomme ved at det resulterende kraftparet F_{rd} (Figur 2-12) går gjennom stavens og gurtens sidevegg. Dermed kan komponenten til gurtens flens neglisjeres, siden den ikke er aktiv i dette tilfellet. De aktive basiskomponentene for $\beta = 1$ er derfor 1,2,3,5,6 og 7 fra Tabell 2-5.



Figur 2-15 Stivhetsmodell for T-knutepunkt med $\beta=1$

For T-knutepunktet med $\beta < 1$ derimot vil basiskomponenten til gurtens flens være aktiv. Overføringen av bøyemomentet fra staven vil gå gjennom gurtens flens før det videre fordeles til gurtens sidevegg. Dermed må stivhetskomponenten til gurtens flens inkluderes i stivhetsmodellen. Gurtens fleksibilitet betraktes å være stor i forhold til de andre basiskomponentene, fleksibiliteten vil videre øke hvis β -verdien reduseres. Av den grunn anses bidragene fra stav i trykk (6) og stav i strekk (7) å være små ved lave β -verdier. Siden stivhetsmodellen ivaretar samtlige knutepunktsparetere for $\beta < 1$, kan ikke disse komponentene neglisjeres.



Figur 2-16 Stivhetsmodell for T-knutepunkt med $\beta < 1$

Stivhetsmodellen for $\beta = 1$ betraktes som stivere enn modellen for $\beta < 1$ på grunn av relativ små deformasjoner i gurtens sidevegg i forhold til gurtens flens. Dermed er naturlig å anta at knutepunktet blir mer fleksibelt når β -verdien av knutepunktet avtar. Årsaken vil være at fleksibiliteten til komponent 4 øker, siden lasten er mer konsentrert i feltet av gurtens. En høyere deformasjon korresponderer til en lavere stivhet.

2.4 Utleddning av stivhetskoeffisienten basiskomponenter

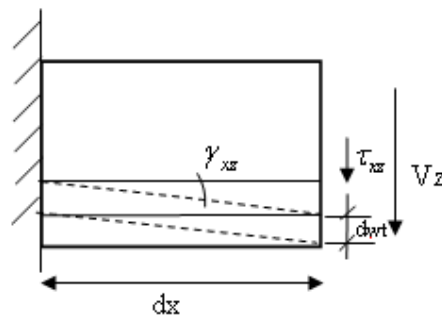
Eurokode 3 [7] foreslår en fremgangsmåte for å bestemme stivhetskoeffisientene til knutepunktene ved bruk av H og I profiler. Ved bruk av rektangulære eller kvadratiske hulprofiler er standarden ufullstendig. Dette er bakgrunnen for dette kapitlet, hvor stivhetskoeffisientene for de aktuelle basiskomponentene skal utledes ved hjelp av generell bjelketeori. Stivhetskoeffisientene er utledet ved først å finne et uttrykk til komponentens deformasjon med hensyn til påført enhetslast. Deretter er uttrykket for komponentens stivhet formulert ved ligning (2-11). Siden elastitetsmodulen inngår i den overordnede ligningen for rotasjonsstivheten S_j (2-7), er stivhetskoeffisienten k uavhengig av elastitetsmodulen til materialet.

Videre i kapitlet benyttes definisjon for stivhet S hvor F er kraften på basiskomponenten og δ er komponentens deformasjon som følgende:

$$S = \frac{F}{\delta} \quad (2-11)$$

2.4.1 Skjærkonstanten K_{xz} for rektangulære tverrsnitt

For å oppnå større nøyaktighet ved utledningen av skjærpanelets stivhetskoeffisient må skjærspenningsfordelingen over tverrsnittet ivaretas. Dette kan gjøres ved å bestemme en skjærkonstant for tverrsnittet som skjærspenningene virker over. Uttrykket for skjærkonstanten kan i prinsippet bestemmes for et vilkårlig tverrsnitt. Siden skjærspenningene for rektangulære og kvadratiske hulprofiler virker over sideveggen, vil konstanten utledes for et rektangulært tverrsnitt.



Figur 2-17 Lamell i bjelken får skjærspenning som et resultat av skjærkraften [12]

I følge skjærloven vil lamell få en vertikal forskyvning, hvor γ_{xz} er skjærvinkelen

$$dw_t = \gamma_{xz} \cdot dx = \frac{\tau_{xz}}{G} \cdot dx \quad (2-12)$$

Midlere forskyvning for arealsenteraksen formuleres følgende:

$$d_{wm} = \frac{V_z}{GA} \cdot dx \quad (2-13)$$

$$\frac{K_{xz}}{K_{xz}}$$

Skjærkonstanten bestemmes ved arbeidsbetraktning, i det en setter arbeidet fra V_z over forskyvningen d_{wm} lik summen av det totale arbeidet fra τ_{xz} over forskyvningen dw_t .

$$V_z \cdot d_{wm} = \int_A \tau_{xz} \cdot dA \cdot dw_t \quad (2-14)$$

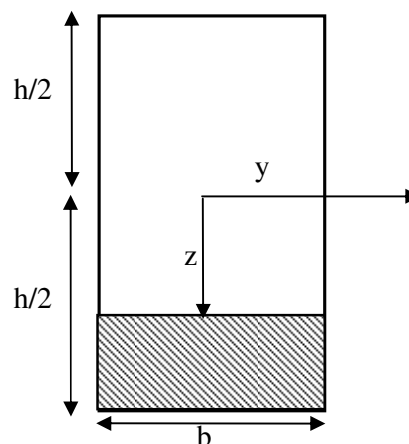
Skjærspenningen er gitt under, hvor S_y er første arealmoment og b er bredden av snittet.

$$\tau_{xz} = \frac{V_z \cdot S_y}{I_y \cdot b(z)} \quad (2-15)$$

Skjærkonstanten bestemmes fra likning (2-16) og (2-17).

Z- retningen er fullt ut beskrivende både for skjærkraften og spenningene. Ved for eksempel I eller H profiler, vil både steg og flens ha skjærspenninger, dermed må integralet for K_{xz} utvides.

$$K_{xz} = \frac{A}{I_y^2} \int_A \frac{S_y^2}{b^2} dA \quad (2-16)$$



Figur 2-18 K_{xz} for rektangulært tverrsnitt [12]

Første arealmoment for et rektangulært tverrsnitt er gitt med

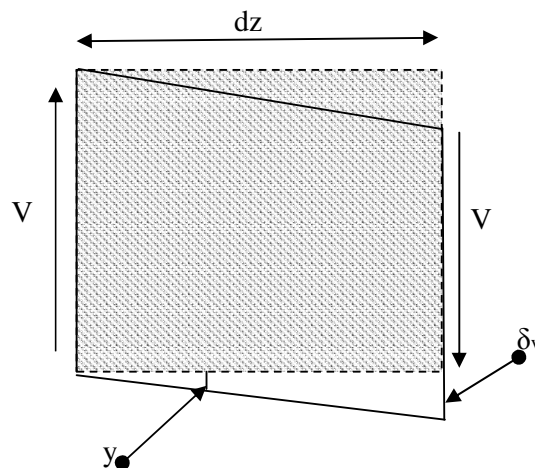
$$S_y = b \cdot \left(\frac{h}{2} - z\right) \cdot \frac{1}{2} \left(\frac{h}{2} + z\right) \quad (2-17)$$

Den teoretiske skjærkonstanten er dermed for et rektangulært tverrsnitt, hvor $dA = b \, dz$.

$$K_{xz} = \frac{b \cdot h}{\left(\frac{b \cdot h^3}{12}\right)^2} \cdot \frac{b^2 \cdot b}{4 \cdot b^2} \cdot \int_{-h/2}^{h/2} \left(\frac{h^2}{4} - z^2\right)^2 dz = 1.2 \quad (2-18)$$

2.4.2 Skjærpanelets stivhetskoeffisient

Stivhetskompenten for gurtens stegpanel påkjent av skjær er utledet i det følgende. Ved å bestemme skjærarealet deformasjon forårsaket av skjærbelastningen, er panelets stivhet bestemt. Videre er stivhetskoeffisienten bestemt etter definisjonen (2-18) Skjærarealets lengde z er avstanden mellom trykk og strekkflensens middelplan. Koeffisienten er utledet ved arbeidsbetraktning, og sammenlignet med koeffisienten for stegpanel i søyle påkjent av skjær fra [7].



Figur 2-19 Deformasjon av skjærpanelet

Skjærspenningen τ over arealet A_{vc} (Figur 2-19) er gitt i uttrykk (2-19), hvor V er den opptredende skjærkraften.

$$\tau = \frac{V}{A_{vc}} \quad (2-19)$$

Hvor skjærarealet til et rektangulært tverrsnitt kan bestemmes med:

$$A_{vc} = \frac{A \cdot h_0}{(b_0 + h_0)} \quad (2-20)$$

Hvor A er tverrsnittsarealet av en vilkårlig rektangulær profil.

Videre er skjærmodulen G definert ved (2-21), hvor E er elastitetsmodulen mens ν er Poissons' s tall i det definerte området.

$$G = \frac{E}{2(1 + \nu)} \quad (2-21)$$

Deformasjonen av skjærpanelet forårsaket av skjærkraften (Figur 2-19), integrert over strekningen dz er gitt med likning (2-22). Skjærkonstanten K_{xz} som tar hensyn til skjærspenningsfordelingen over et rektangulært tverrsnitt er definert ved likning (2-18).

$$\delta_v = \int_0^z K_{xz} \cdot \frac{V_1 \cdot V}{G \cdot A_{vc}} dz = \frac{K_{xz}}{G \cdot A_{vc}} \cdot V_1 \cdot z \quad (2-22)$$

Basiskomponentens stivhet er da gitt med likning (2-23).

$$S_v = \frac{G \cdot A}{K_{xz} \cdot z} = E \cdot \frac{A_{vc}}{2 \cdot (1 + \nu) \cdot z \cdot K_{xz}} \quad (2-23)$$

Stivhetskoeffisienten til basiskomponenten er dermed gitt med likning (2-24).

$$k_1 = \frac{A_{vc}}{2 \cdot (1 + \nu) \cdot z \cdot K_{xz}} \quad (2-24)$$

Koeffisienten sammenlignes med basiskomponenten i Eurokode 3 [7] for stegpanel i søyle påkjent av skjær.

$$k_{1,EC3} = \frac{0.38 \cdot A_{vc}}{\beta \cdot z} \quad (2-25)$$

Hvis Poissons tall settes til 0.3, vil følgende ledd i likning (2-24) tilsvare 0.38, som [7] foreslår. Overføringsparameteren β er for ensidig knutepunkt lik 1 [7].

$$\frac{1}{2 \cdot (1 + \nu)} \approx 0.38$$

Dermed er forskjellen mellom likningene at det er tatt hensyn til skjærspenningsfordeling i likning (2-24), ved å benytte skjærkonstanten K_{xz} . Dette medfører at den teoretiske utledede stivhetskoeffisienten blir omtrent 17% lavere.

2.4.3 Stivhetskoeffisient til steg påkjent av trykk og strekk

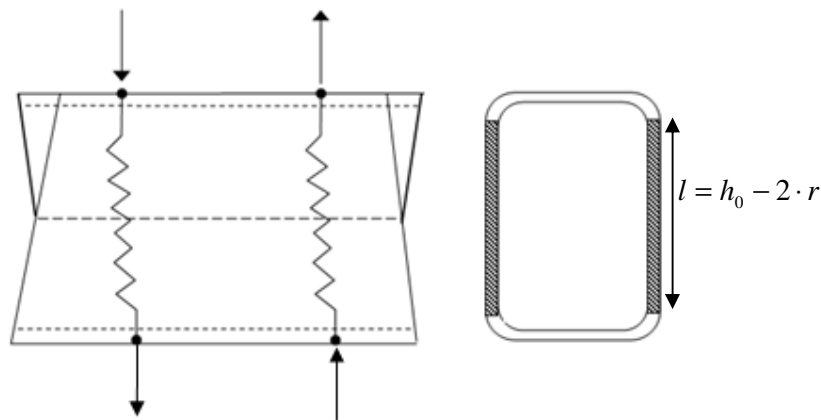
Kraftparet fra staven vil påføre en trykk og strekksone i gurtens steg, hvor stivheten anses å være lik i strekk og trykkretning. For et X-knutepunkt kan knutepunkts komponenten representeres med fjærer som illustrert i Figur 2-20, hvor lengden til fjærene betraktes å være stegets høyde fratrukket den ytre radius på hver side.

For et T-knutepunkt vil konfigurasjonen være annerledes hvor trykk og strekkraften vil omfordeles som skjær langs gurtens sidevegg. Årsaken til dett er at det ikke eksisterer en tilsvarende kraft som motvirker komponenten. Av den grunn vil stivhetskoeffisienten ha en fjærlengde omtrent 1/2 av stegets høyde, vist på Figur 2-21. Ved å bruke det generelle uttrykket for stivhet (2-6), kan stivhetskoeffisienten for trykk og strekk skrives på formen, hvor t_0 tilsvarer stegets tykkelse, mens r_0 svarer til den ytre radiusen:

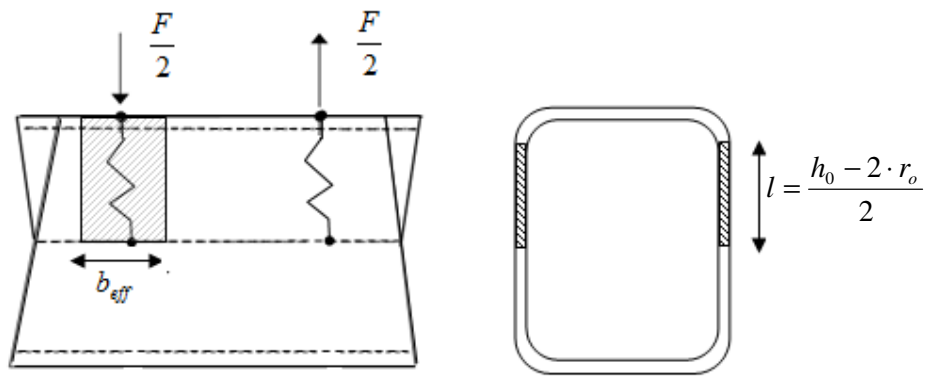
$$k_{2,3} = \frac{A}{l} = \frac{4 \cdot t_0 \cdot b_{eff}}{h_0 - 2 \cdot r_0} \quad (2-26)$$

Stivhetskoeffisienten er lik i trykk og strekkretningen, derfor inngår notasjon 2,3.

Siden komponenten virker parallelt både i trykk og strekkretningen, må ligning (2-26) multipliseres med 2 for begge retningene.



Figur 2-20 Fjærlengden for komponenten ved X-knutepunkt



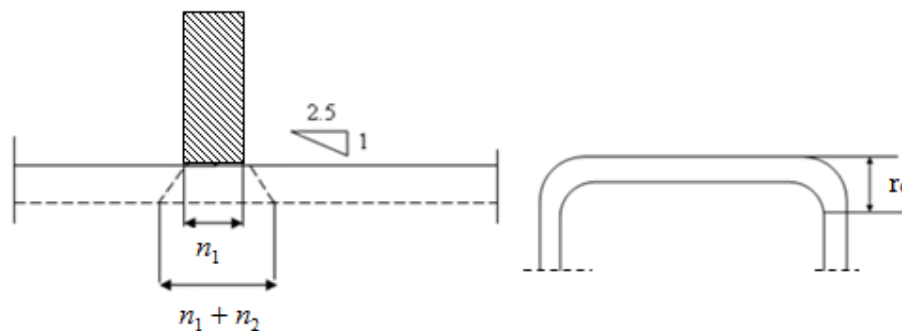
Figur 2-21 Fjærlengden for komponenten ved T-knutepunkt

Den effektive bredden b_{eff} vurderes for $\beta=1$ og $\beta<1$ siden lastfordelingen er ulik ved disse knutepunktsparementene. Ved $\beta=1$ vil en konsentrert last optre i gurtens steg fra staven, kraftspredningen er 1:2.5.

Figur 2-22 viser kraftspredningen isolert for stavens flens for $\beta=1$. Den stive bærelengden har notasjonen n_1 hvor t_{fb} er stavens tykkelse.

$$n_1 = t_{fb} \quad (2-27)$$

Notasjon er bevisst uttrykket uavhengig av sveisen som skal tas hensyn til i den stive bærelengden.



Figur 2-22 kraft spredningen

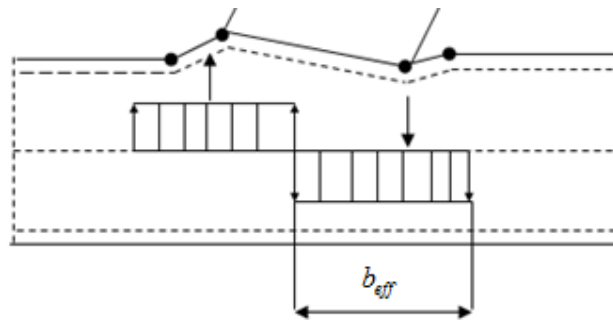
Kraftspredningen er benyttet tilsvarende i dette problemet som [19]. Utgangspunktet for den effektive bredden er den stive bærelengden n_1 og spredningsforholdet 1:2.5 gjennom gurtens sidevegg til enden av ytre radius r .

$$b_{eff} = n_1 + n_2 = t_{fb} + 5 \cdot r \text{ for } (\beta=1) \quad (2-28)$$

For $\beta=1$ benyttes den effektive bredden (2-28) i stivhetskoeffisienten (2-26).

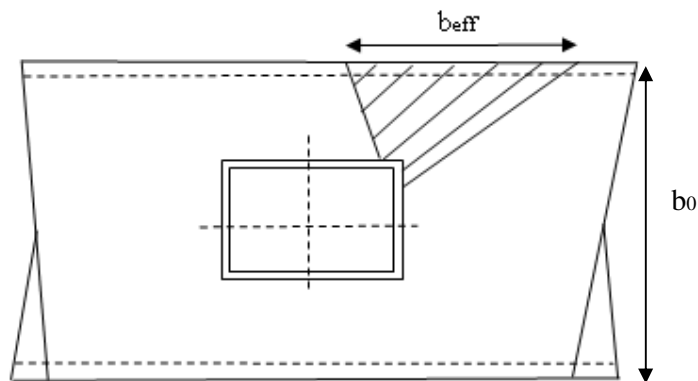
Dersom knutepunktet har en lavere β -verdi vil kraftspredningen forekomme annerledes. I dette tilfellet vil ikke kraftparet virke rett over gurtens sidevegg, men over gurtens flens hvor lastutbredelsen vil forekomme. Kraftfordelingen over gurtens flens vil ha en antydning som flytelinjemønsteret, uten at kraften oppnår en tilsvarende utbredelse. Av den grunn blir den effektive bredden uttrykt som en lengde av flytelinje 5, vist i Figur 2-28. Utledningen av flytelinjen er foretatt i kapittel 2.4.4, hvor reduksjonsfaktoren 0.7 introduseres i henhold til [9], slik at den effektive bredden blir :

$$b_{eff} = 0.7 \cdot \left(\frac{b_0 + b_1}{2 \cdot \sqrt{1 - \beta}} + \frac{b_1}{2} \right) \text{ for } (\beta < 1) \quad (2-29)$$



Figur 2-23 Kraftfordelingen ved $\beta < 1$ [langs gurtens lengdeakse]

Figur 2-24 viser hvordan lastspredningen forekommer ut fra stavens hjørne ovenfra, uavhengig av trykk og strekkretning.



Figur 2-24 Kraftfordelingen ved $\beta < 1$

Hvis komponentens stivhetskoeffisient i (2-26) settes inn i ligningen for stivhet i (2-11), kan komponentens deformasjon bestemmes ved enkel omformulering følgende:

$$\delta_{trykk, strekk} = \frac{F \cdot (h - 2 \cdot r_o)}{E \cdot 8 \cdot t_0 \cdot b_{eff}} \quad (2-30)$$

I deformasjons formuleringen er det tatt hensyn til at komponenten virker parallelt, med hensyn til det deles deformasjon på 8. Komponentens deformasjonen vil være lik for trykk og strekk, derfor er notasjonen $\delta_{trykk,strekk}$ benyttet.

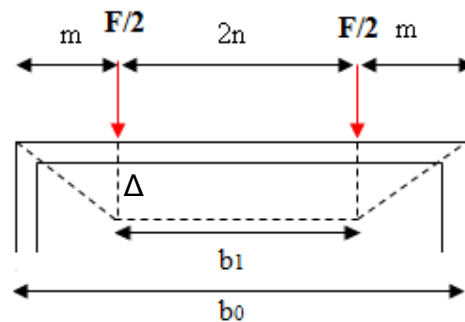
2.4.4 Stivhetskoeffisienten til gurtens flens i bøyning

For å bestemme stivhetskoeffisienten til gurtflensen i bøyning er det valgt å definere et ekvivalent U-snitt hvor følgende punkter må vurderes:

1. U-snittets maksimale elastiske deformasjon må bestemmes ved bruk av Castiglianos teorem[12].
2. Den effektive lengden må bestemmes langs gurtens akse, ved flytlinjebetraktning.

U-snittet er betraktet som en leddet plate belastet med to linjelaster som virker over en effektiv lengde langs gurtens akse, se Figur 2-25. Deformasjonen er lik i trykk og strekkretning, av den grunn er det nok å vurdere en retning i utledningen. Dette medfører at komponenten må summeres både i trykk og strekkretningen.

Betraktningen kan sies å være fleksibel siden platen i virkeligheten er kontinuerlig, og har et støttemoment som virker over gurtens steg. Dette er gjort for å forenkle utledningen til komponenten.



Figur 2-25 Ekvivalent U-snitt

Avstanden (m) fra gurtens sidevegg til kraftparet fra den innfestede staven er gitt med hensyn til gurtens og stavens bredde:

$$m = \frac{b_0 - b_1}{2} \quad (2-31)$$

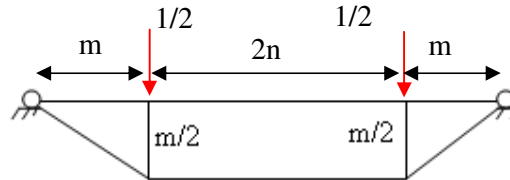
Parameteren n utgjør stavens halve bredde, dermed vil avstanden mellom kraftparet være 2n:

$$n = \frac{b_1}{2} \quad (2-32)$$

Annet arealmoment av gurtflensens effektive lengde er gitt ved ligning (2-33), hvor t er gurtens tykkelse og l_{eff} er den effektive lengden til gurtflensen.

$$I = \frac{l_{eff} \cdot t_0^3}{12} \quad (2-33)$$

Figur 2-26 viser det betraktede momentdiagrammet over U-snittet. Punktlastene utgjør totalt den påførte enhetslasten.



Figur 2-26 Gurtflensens momentdiagram med påført enhetslast

Deformasjonen pr enhetslast er funnet ved hjelp av hurtigintegrasjon [12] ved Castiglianos teorem, likningen er definert i (2-54).

$$\int M_{(x)} \cdot M_1 = 2 \cdot \left(\frac{1}{3} \cdot \frac{m}{2} \cdot \frac{m}{2} \cdot m \right) + 2 \left(\frac{m}{2} \cdot \frac{m}{2} \cdot n \right) \quad (2-34)$$

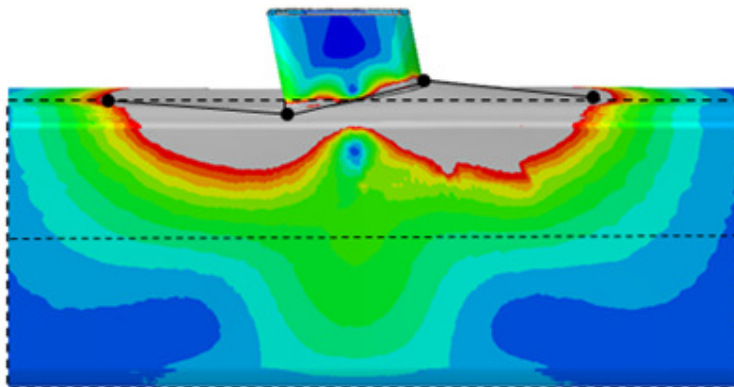
$$\Delta = \int \frac{M_{(x)} \cdot M_1}{E \cdot I} = \frac{m^3}{6 \cdot E \cdot I} + \frac{m^2 \cdot n}{2 \cdot E \cdot I} = \frac{m^3}{2 \cdot E \cdot I} \left(\frac{1}{3} + \frac{n}{m} \right) \quad (2-35)$$

Ved å innføre uttrykket for annet arealmoment (2-33) og definisjonen for rotasjonsstivhet (2-8), bestemmes uttrykket for stivhetskoeffisienten k_4 i (2-36):

$$k_4 = \frac{8 \cdot l_{eff} \cdot t_0^3}{(b_1 - b_0)^3} \cdot \frac{1}{2 + \left(\frac{6 \cdot b_1}{b_1 - b_0} \right)} \quad (2-36)$$

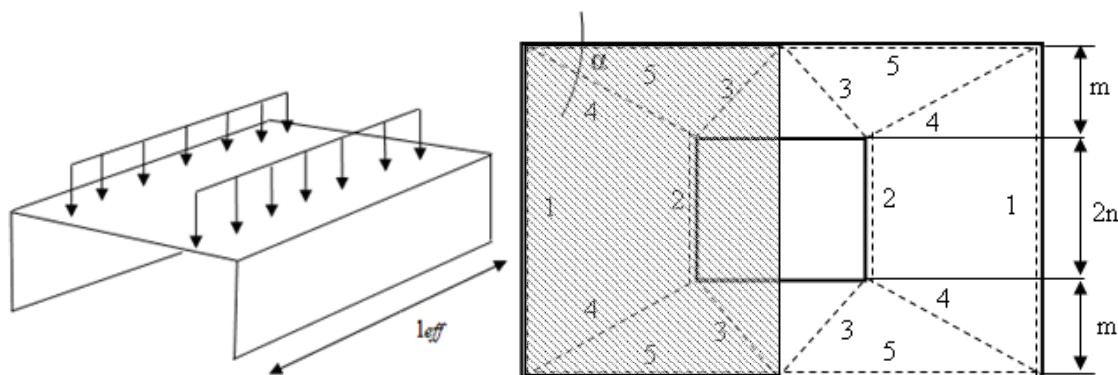
Flensgurtens effektive l_{eff} lengde bestemmes av platens flytemekanisme ved bøyning. Det anses her at den effektive lengden til gurten er lik i det elastiske området som i det plastiske. Framgangsmåten er dermed først å bestemme gurtflensens momentkapasitet ved øvre grenseteorem, deretter den effektive lengden ut fra det indre arbeidet til flensen.

Avstanden mellom kraftparet $2n$ (Figur 2-25) vil variere med knutepunktets β -parameter. Som følge av dette vil også den effektive lengden variere. Figur 2-27 viser den plastiske deformasjonen langs gurtens lengdeakse.



Figur 2-27 Utsrekningen av den plastiske sonen langs gurtens lengdeakse

Flytelinjer med ulik lengde er nummerert med ulike nummer i Figur 2-28. Vinkelen α som bestemmer lengden til flytlinje 5 vil variere med knutepunktets β verdi. Flytelinjene på Figur 2-28 utgjør det totale indre arbeidet som kraftparet utfører på flensen. Gurtens momentkapasitet er bestemt av det lastnivået som resulterer i flytelinjemønsteret på Figur 2-28.



Figur 2-28 Flytelinjemønsteret til gurtens flens

Det antas at den benyttede kinematiske mekanismen er den korrekte. Videre er det forutsatt at forskyvningene er så små at membraneffekten kan neglisjeres i gurten når mekanismen dannes. Figur 2-29 viser platens deformasjon med hensyn til knutepunktets geometriske benevninger. Plateforskyvningen er uttrykket langs og på tvers av gurtens lengdeakse.

Gurtflensens momentkapasitet er beregnet ved inndeling i platedeler, som er uttrykket med hensyn til deres rotasjon. Det plastiske arbeidet i gurtflensen er funnet som produktet av flytemomentets projeksjon på den faste dreieaksen.

(2-39)

$$\begin{aligned}
 W_{p,2} &= m_p \cdot \left(\frac{b_0}{2} \cdot \frac{1-\beta}{\tan \alpha} + \frac{h_1}{2} \right) \cdot \frac{2\Delta}{b_0 \cdot (1-\beta)} \cdot 4 \\
 &= 4 \cdot m_p \cdot \left(\frac{1}{\tan \alpha} + \frac{h_1}{b_0(1-\beta)} \right) \cdot \Delta
 \end{aligned}$$

(2-40)

$$W_{p,3} = m_p \cdot b_0 \cdot \frac{2\Delta}{h_1} = 4 \cdot m_p \cdot \frac{b_0}{2 \cdot h_1} \cdot \Delta$$

(2-41)

$$W_p = W_{p,1} + W_{p,2} + W_{p,3} = 4 \cdot m_p \left[\frac{\tan \alpha}{(1-\beta)} + \frac{1}{\tan \alpha} + \frac{h_1}{b_0 \cdot (1-\beta)} + \frac{b_0}{2 \cdot h_1} \right]$$

Det ytre arbeidet formuleres med hensyn til kraften F og deformasjonen Δ :

(2-42)

$$W_e = F \cdot \Delta$$

Vinkel α er vist på Figur 2-29 og korresponderer til det minste arbeidet som er utført på gurtflensen:

(2-43)

$$\frac{dF}{d(\tan \alpha)} = \frac{1}{(1-\beta)} + \left(-\frac{1}{(\tan \alpha)^2} \right) = 0 \rightarrow \tan \alpha = \sqrt{1-\beta}$$

Momentkapasiteten bestemmes ved å sette det ytre momentet lik det indre arbeidet, samtidig som vinkelen α (2-43) innføres i (2-41):

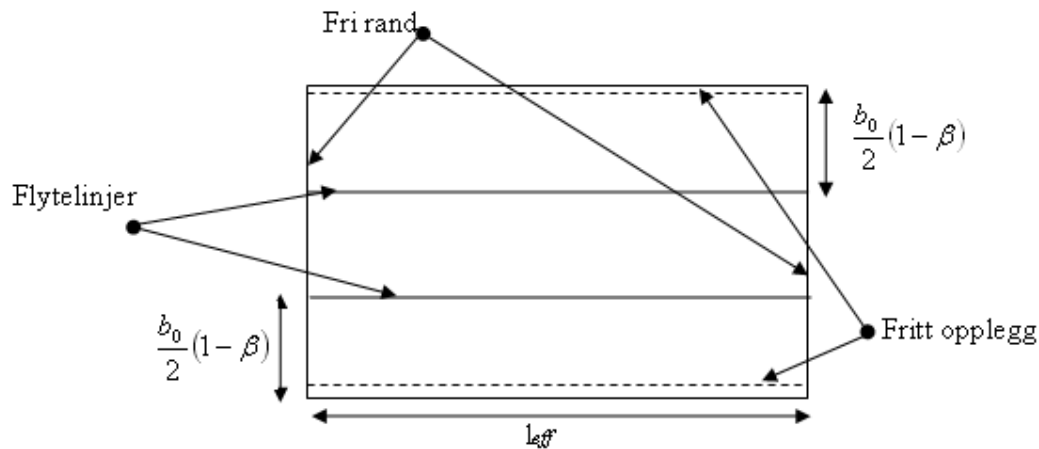
(2-44)

$$\begin{aligned}
 M_{ip,Rd} &= F \cdot h_1 = 4 \cdot m_p \cdot h_1 \left[\frac{\sqrt{1-\beta}}{1-\beta} + \frac{1}{\sqrt{1-\beta}} + \frac{h_1}{b_0(1-\beta)} + \frac{b_0}{2 \cdot h_1} \right] \\
 &= f_{y0} \cdot t_0^2 \cdot h_1 \left(\frac{2}{\sqrt{1-\beta}} + \frac{\eta}{1-\beta} + \frac{1}{2\eta} \right)
 \end{aligned}$$

Notasjonen η er forholdstallet mellom stavens høyde h_1 og gurtens bredde b_0 .

Momentkapasiteten kan verifiseres med formuleringen i Eurokode 3 [7], det bekreftes at formuleringene er identiske.

Figur 2-30 viser den idealiserte modellen ovenfra, hvor flytelinjene er forårsaket av linjelasten som virker over den effektive lengden.



Figur 2-30 Idealisert flytemodell

Siden det er forutsatt en leddet plate i Figur 2-26, er det heller ikke betraktet flytelinjer langs rendene på den idealiserte flytemodellen på Figur 2-30.

Ved å sette modellen på Figur 2-30 ekvivalent med momentkapasiteten pr lengdeenhet fra (2-44), kan den effektive lengden bestemmes med hensyn til T-knutepunktets geometriske parametere:

$$\frac{2 \cdot m_p \cdot l_{eff}}{\frac{b_0}{2}(1-\beta)} = 4 \cdot m_p \left(\frac{2}{\sqrt{1-\beta}} + \frac{\eta}{1-\beta} + \frac{1}{2\eta} \right) \quad (2-45)$$

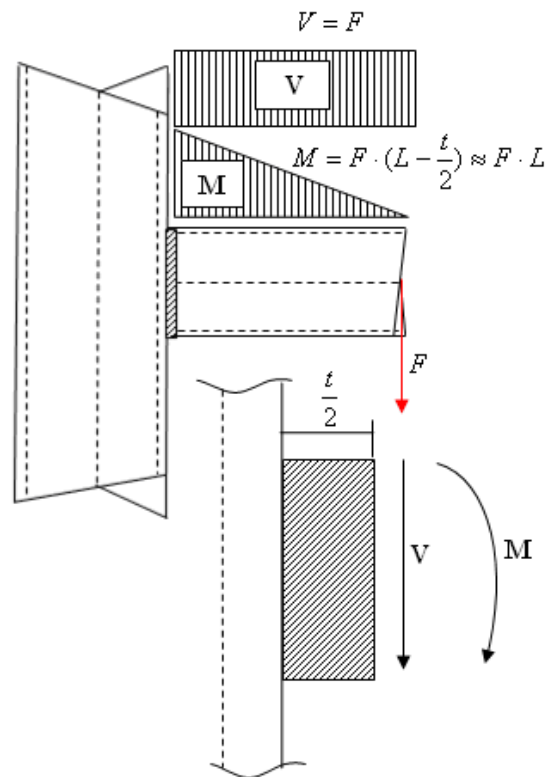
$$\rightarrow l_{eff} = b_0 \left(2 \cdot \sqrt{1-\beta} + \eta + \frac{1-\beta}{2\eta} \right)$$

Den effektive lengden i (2-45) benyttes i stivhetskoeffisienten i (2-36), hvor det tas hensyn til komponenten både i trykk og strekkretning.

2.4.5 Sveisens bidrag til stivhet og lastfordelingen

Tabell 2-5 lister opp alle basiskomponenter som er til stedet i T-knutepunktet, derfor er sveis inkludert som en komponent. Det anses at sveisens deformasjon i det elastiske området vil være så liten i forhold til de andre komponentene at bidraget kan neglisjeres for begge stivhetsmodeller. Årsaken til dette er at ytterst små deformasjoner vil oppstå i sveisen siden sveisen utstrekning er veldig kort. Ved full gjennombrenning kan sveisen betraktes som en del av staven, siden sveisens og stavens tverrsnittsareal er lik.

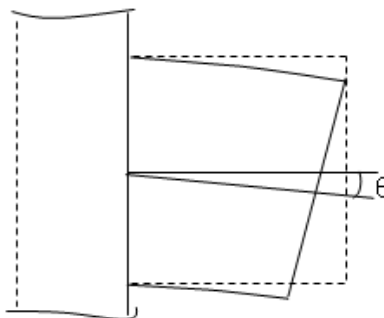
Hvis full gjennombrenning ikke benyttes kan sveisens stivhet påvises ved å betrakte den som en kort utkrager i Figur 2-31 med en lengde lik stavens halve tykkelse.



Figur 2-31 Moment og skjærkraft fordeling

Tilsvarende metode som benyttet i kapittel 2.5.1 er benyttet her for å bestemme sveisens deformasjon. Den totale deformasjonen av sveisen er forårsaket av momentet M og skjærkraften V som virker på sveisen fra påført last.

Stavens lengde har notasjonen L , mens sveisen lengde er uttrykket med stavens tykkelsen t . Figur 2-32 viser sveisen i deformert tilstand.



Figur 2-32 Sveisens rotasjon

$$\delta_{total} = \delta_{moment} + \delta_{skjær} = \frac{M \cdot t^2}{12 \cdot E \cdot I_{sveis}} + \frac{V \cdot t}{2 \cdot G \cdot A_{sveis}} \quad (2-46)$$

Ved å summer sveisen fra begge sider langs stavens høyde, kan annet arealmoment defineres for RHS og SHS profilet:

$$I_{sveis\ høyde} = \frac{t_1 \cdot h_1^3}{12} \quad (2-47)$$

for SHS er stavens høyde lik bredden

$$I_{sveis\ høyde} = \frac{t_1 \cdot b_1^3}{12}$$

Tilsvarende blir sveisens andre arealmoment langs stavens bredde:

$$I_{sveis\ bredde} = \frac{t_1^3 \cdot b_1}{12} \quad (2-48)$$

Skjærarealet uttrykket med stavens dimensjoner er gitt følgende:

$$A_{sveis} = b_1 \cdot t_1 \quad (2-49)$$

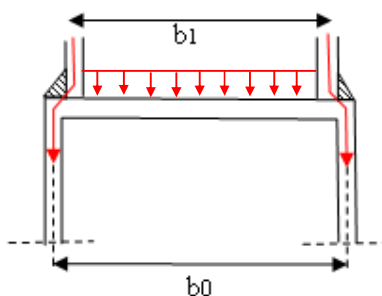
Stivhetskoeffisienten til sveisen bestemmes etter definisjonen for stivhet (2-11) og formuleringen for stivhetskoeffisient (2-6). Uttrykket for skjærmodul (2-21), annet arealmoment (2-47), (2-48) og tverrsnittsareal (2-49) innføres i koeffisienten og uttrykkes følgende:

$$k_s = \frac{t_1 \cdot (b_1^3 + t^2 \cdot b_1)}{L \cdot t^2} + \frac{b_1}{(1 + \nu)} \quad (2-50)$$

Formuleringen er gjort for SHS profiler, slik at stavens bredde er lik tverrsnittets høyden. Ut fra betraktningen som er gjort for sveisens deformasjon, vil stivhetskoeffisienten til sveisen være mye større enn de resterende i Tabell 2-5. Ut fra det anses sveisen å være så stiv i forhold til de andre komponentene at bidraget til den totale deformasjonen kan neglisjeres.

Det må spesifiseres at sveisen har en liten innvirkning på lastoverføringen i knutepunktet. Fra den stive bærelengden i (2-27) er det vist at koeffisienten for gurtens steg påkjent i trykk og strekk blir større når lengden økes. Her vil sveisen øke den effektive lengden etter kraftspredningen, som videre betyr at koeffisienten blir litt stivere.

Effekten fra sveisen langs stavens høyde er at kraftparet overføres gjennom en større tykkelse. Hvis sveisen overlapper gurtens steg vil en betraktelig del overføres til sideveggen se Figur 2-33, selv om stavens ikke står over gurtens sidevegg. Generelt kan det sies at kraftoverføringen forekommer gjennom en tykkere stav ved at sveisen tas i betraktning. Ut fra det vil kraftkonsentrasjonen på gurten være litt mindre, siden de virker over et større areal.



Figur 2-33 Tverrsnitt av knutepunktssonen

I denne oppgaven er ikke sveisen tatt i betraktning verken i utledningene eller i de numeriske analysene. Dette er gjort bevisst for at utledningene og analysene ikke skal knyttes mot en sveisetype eller sveisestørrelse. Stivhetskoeffisientene baseres på generelle knutepunktsgemetrier hvor sveisegeometrien skal tas i betraktning når den benyttes.

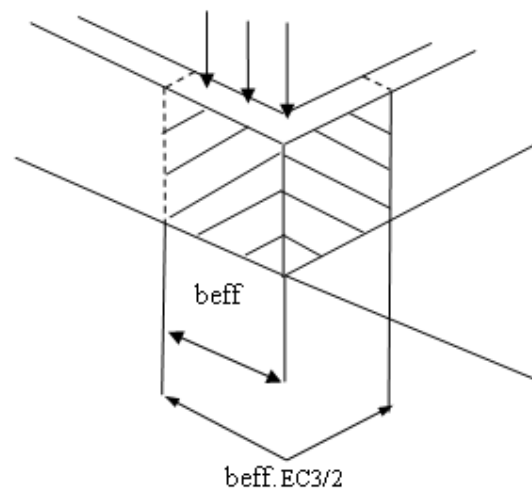
2.4.6 Stivhetskoeffisient til stav påkjent av trykk og strekk

En teoretisk komponent vil også eksisterer lokalt i stegstaven, som er en følge av at staven er påkjent i trykk og strekk. Dette betyr at en ukjent del av staven vil være en del av knutepunktet, som videre må bestemmes.

Stivhetskomponten anses å være stiv, og ut fra det bare aktuell for $\beta=1$ knutepunkt. Stivhetskoeffisienten til komponenten vil være på formen som gurtens:

$$k_{6,7} = \frac{A}{l_{eff\ stav}} = \frac{t_0 \cdot b_{eff}}{l_{eff\ stav}} \quad (2-51)$$

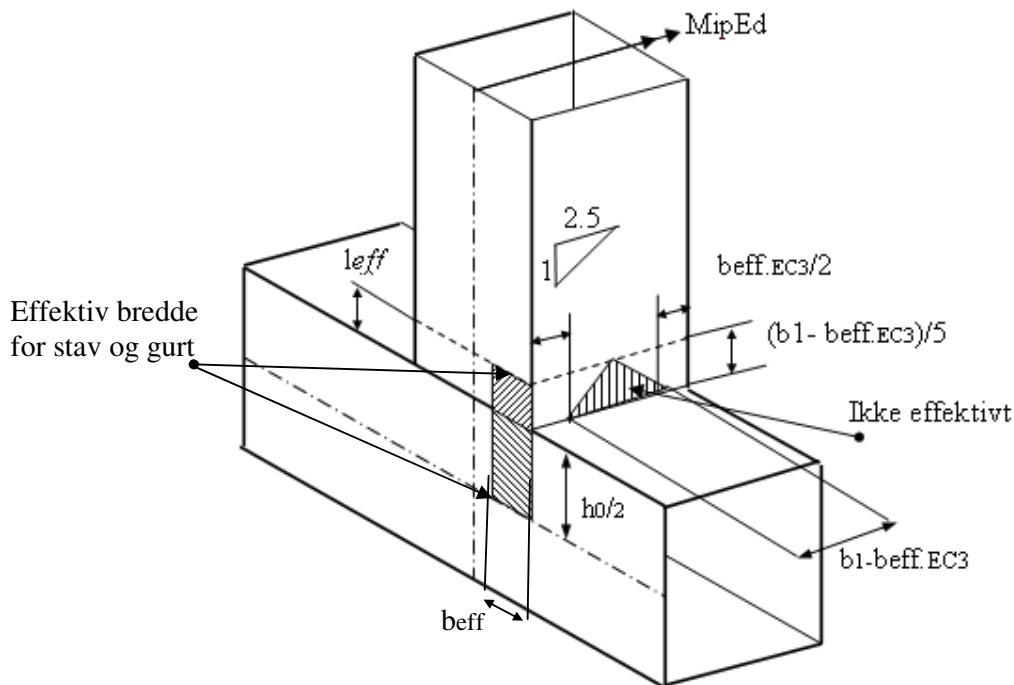
Forskjellen mellom komponentene er koeffisientenes ukjente fjærlengde, og lastspredningen som kommer i tillegg utover stavens bredde. Utgangspunktet for å bestemme den effektive lengden til staven er kraftspredningsforholdet og den effektive bredden b_{eff} . EC3 [7], se Figur 2-35. Figur 2-34 viser den egentlige kraftspredningen rundt staven, og den betraktede fra gurtens b_{eff} .



Figur 2-34 Kraftspredningen rundt staven

Stavens effektive bredden $b_{eff,EC3}$ fra [7] som i spres rundt stavens hjørner er ivaretatt med å redusere fjærlengden med 50 %.

Dette anses å være en akseptabel betraktning siden de skraverte konturene på Figur 2-34 utgjør en tilsvarende lengde. Dermed vil den effektive bredden for stav og gurt bli like, ved at fjærlengden er redusert.



Figur 2-35 Betragtningen for den effektive lengden

Komponentens lengde reduseres med 50 %, for å ivareta den effektive bredde b_{eff} og formulert følgende:

$$l_{eff, stav} = \frac{(b_1 - b_{eff, EC3})}{10} \quad (2-52)$$

Den effektive bredden fra [7] uttrykkes følgende:

$$b_{eff, EC3} = \frac{10}{b_o / t_o} \cdot \frac{f_{y0} \cdot t_o}{f_{y1} \cdot t_1} \cdot b_1 \quad (2-53)$$

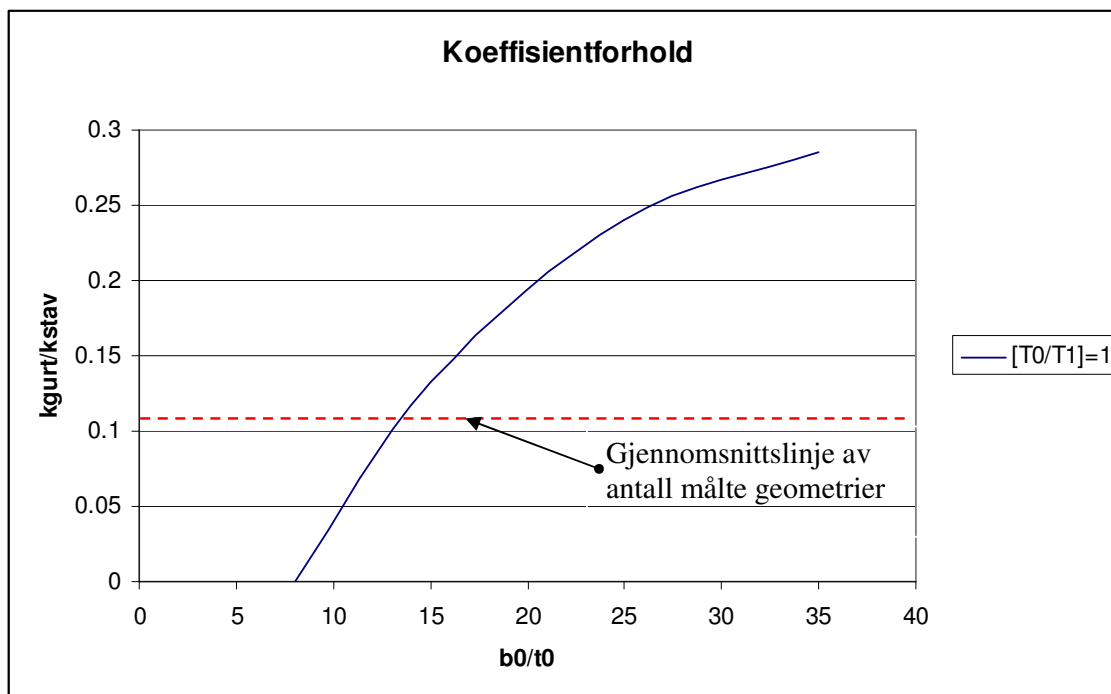
Hvor f_{y0} svarer til gurtens flytespenning mens f_{y1} er stavens flytespenning.

Ved å sammenligne stivhetskoeffisienten (2-51) med koeffisienten for gurt påkjent i trykk og strekk (2-26), kan det observeres at koeffisienten for stav påkjent i trykk og strekk er i de fleste tilfeller mye høyere enn for gurt. Dette er illustrert på Figur 2-36, hvor forholdet mellom koeffisientene er plottet langs y-aksen mens gurtens slankhet er plottet langs x-aksen.

Kurven viser at forholdet mellom koeffisienten aldri vil overstige 0.28, når det er tatt hensyn til gyldighetsområdet, i Tabell 2-1.

I de fleste tilfeller vil forholdet være rundt 0.1, som betyr at koeffisienten for stav påkjent i trykk og strekk er i snitt 10 ganger større enn når gurtens er påkjent i trykk og strekk.

Dette underbygger det faktumet at koeffisienten er så stor i forhold til de andre, at bidraget til rotasjonsstivheten er lite. Koeffisienten er bare studert for $\beta=1$, siden komponentene i et knutepunkt hvor $\beta < 1$ anses å være mindre enn for $\beta=1$. Ut fra dette kan det sies at komponenten kan neglisjeres i samtlige tilfeller.



Figur 2-36 Forhold mellom stivhetskoeffisientene

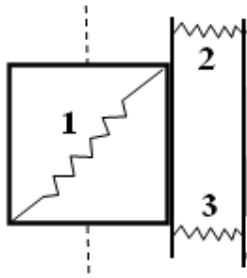
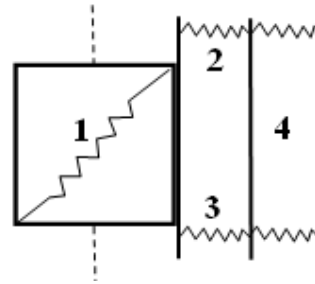
Grunnlaget for målingene vist i Figur 2-36 er lagt ved som vedlegg A i oppgaven.

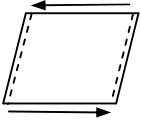
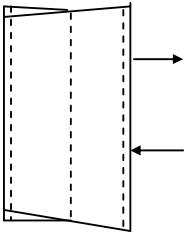
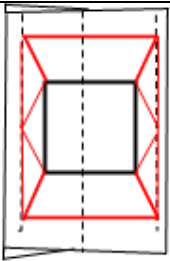
2.4.7 Konklusjon fra utledningene av stivhetskoeffisientene

Etter at stivhetskoeffisientene er nærmere studert og utledet, kan komponent 6 og 7 neglisjeres i begge stivhetsmodellene på Figur 2-15 Figur 2-16. Bidraget fra sveisen vil også være lite siden små deformasjoner kan inntre i sveisen i forhold til de resterende komponenter.

En revidert fjærmodell for $\beta=1$ og $\beta < 1$ er henholdsvis vist på Figur 2-37, hvor de komponentene som er av betydning er illustrert. Komponentene for gurtens skjærpanel og gurtens steg påkjent i trykk og strekk til å være av betydning for $\beta=1$ knutepunkt. Sveisens komponent og komponenten for stav påkjent i trykk og strekk settes uendelig i serien.

Ved $\beta < 1$ må komponenten for bøyning av gurtens flens tas med i tillegg. Dermed kan Tabell 2-5 revideres til de nødvendige komponenter i Tabell 2-6, hvor komponentenes stivhetskoeffisient er nummerert.

Figur 2-37 Stivhetsmodell for $\beta=1$ Figur 2-38 Stivhetsmodell for $\beta < 1$

T-knutepunktets basiskomponenter				
Knutepunktsparemeter			$\beta = 1$	$\beta < 1$
1	Gurtens stegpanel påkjent av skjær		X (2-24)	X (2-24)
2	Gurtens steg påkjent av tverrgående strekk		X (2-26)	X (2-26)
3	Gurtens steg påkjent av tverrgående trykk		X (2-26)	X (2-26)
4	Gurtflens påkjent av bøyning			X * (2-36)

Tabell 2-6 T-knutepunktets stivhetskoeffisienter

* Stivhetskoeffisienten til komponenten må summeres i trykk og strekkretningen.

2.5 Systemets statiske opptreden

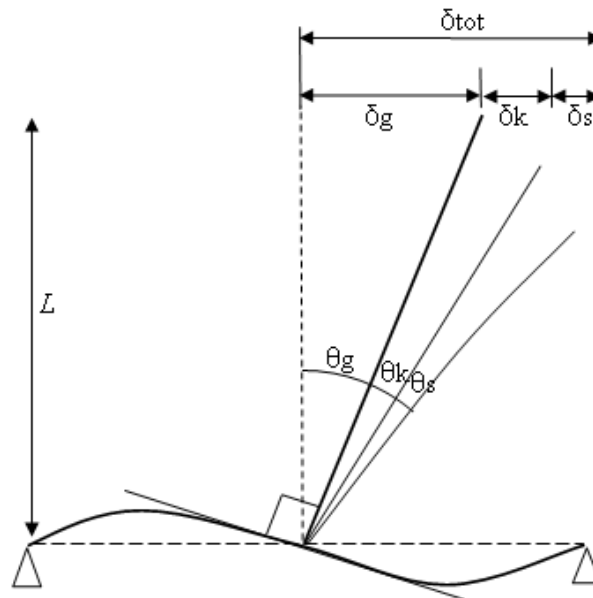
2.5.1 Stavens og gurtens elastiske oppførsel

Systemets totale deformasjon skyldes på grunn av gurtens , knutepunktets og stavens rotasjon, se Figur 2-39. Skal knutepunktets rotasjon bestemmes, må dermed disse trekkes fra. Hvis man tenker seg et helt stivt knutepunkt vil nedbøyningen av staven skyldes helningen av gurten på grunn av påført momentet samt stavens rotasjon.

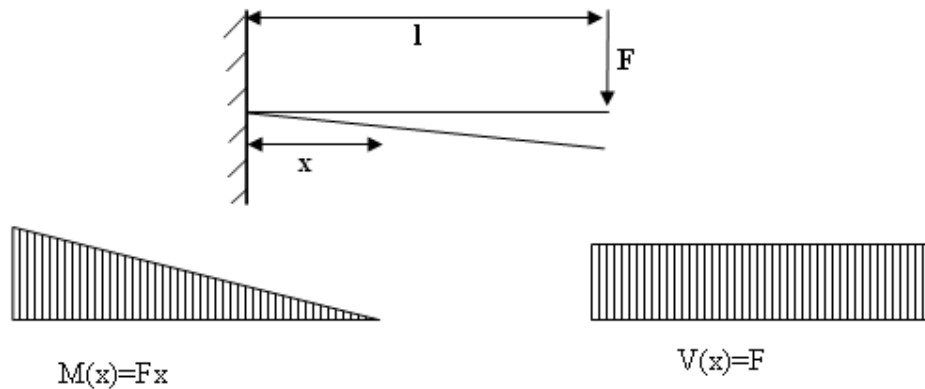
Isolert sett tenkes staven som en utkragebjelke med en påført punktlast(Figur 2-40) og gurten som en fritt opplagt bjelke utsatt for moment midt på spennet(Figur 2-41). Stavens rotasjon og gurtens helning trekkes fra systemets totale rotasjon for å finne knutepunktsrotasjonen.

Gurtens deformasjon	Knutepunktets deformasjon	Stavens deformasjon	Systemets totale deformasjon
$\delta_g = L \cdot \theta_g$	$\delta_k = L \cdot \theta_k$	$\delta_s = L \cdot \theta_s$	$\delta_{tot} = \delta_g + \delta_k + \delta_s$

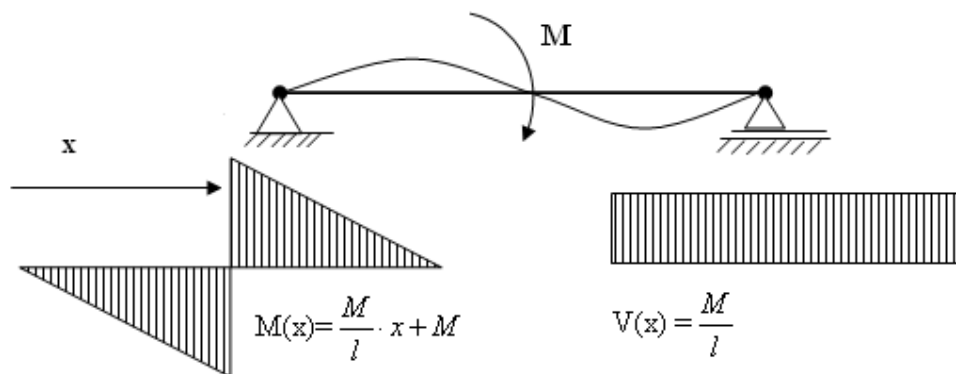
Tabell 2-7 Systemets deformasjon



Figur 2-39 Systemets deformasjonsbidrag



Figur 2-40 Moment og skjærfordelingen for stav



Figur 2-41 Moment og skjærfordelingen for gurt

Hvis lengden til stav og gurt er under 10 ganger profilets høyde kan ikke skjærbidraget til deformasjonen neglisjeres. På bakgrunn av dette er enhetslastmetoden benyttet [12] til å bestemme gurtens og stavens rotasjon. Deformasjonsuttrykket som tar hensyn til moment og skjærbidraget er gitt på formen:

$$\delta = \int_0^l \frac{M(x) \cdot M_1}{EI} dx + \int_0^l \frac{V(x) \cdot V_1}{\frac{G \cdot A}{K_{xz}}} dx \quad (2-54)$$

Følgende M_1 og V_1 i ligning (2-54) representerer enhetsmomentet og skjærkraften forårsaket av enhetslasten. Skjærkonstant som reduserer arealet for bjelketverrsnittet og tar hensyn til skjærspenningsfordelingen er gitt med K_{xz} og definert i (2-18).

Det antas at skjærkraften på huleprofiler virker over et rektangulært tverrsnitt, konservativt neglisjeres effekten fra stegets radius.

Deformasjon av stav og helning av gurt bestemmes fra ligning (2-54). For å bestemme uttrykket for stavens deformasjon påføres det et enhetslast, mens for å finne gurtens helning påføres det et enhetsmoment midt på spennet.

Stavdeformasjonen er funnet i uttrykk(2-55), hvor stavens rotasjonen videre kan finnes ved å dele på stavens lengde.

$$\delta_s = \left[\frac{F \cdot l^3}{3 \cdot E \cdot I} \right] + \frac{K_{xz} \cdot F \cdot l}{G \cdot A} \quad (2-55)$$

Stavens rotasjons blir dermed gitt av:

$$\theta_s = \left[\frac{F \cdot l^2}{3 \cdot E \cdot I} \right] + \frac{K_{xz} \cdot F}{G \cdot A} \quad (2-56)$$

Uttrykket for gurtens helning er funnet til å være følgende:

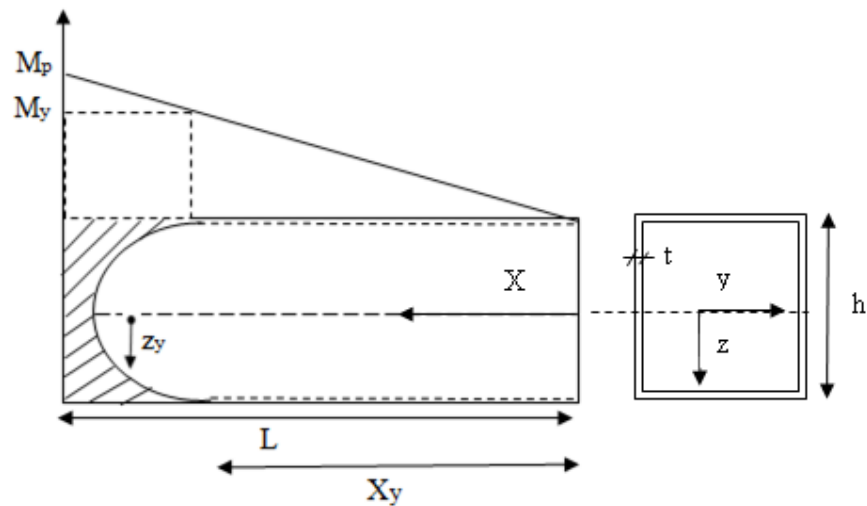
$$\theta_g = \left[\frac{M \cdot l}{12 \cdot E \cdot I} \right] + K_{xz} \frac{M}{G \cdot A \cdot l} \quad (2-57)$$

Stavens og gurtens deformasjon kan med følgende trekkes fra systemets totale rotasjon til å bestemme knutepunktets rotasjon.

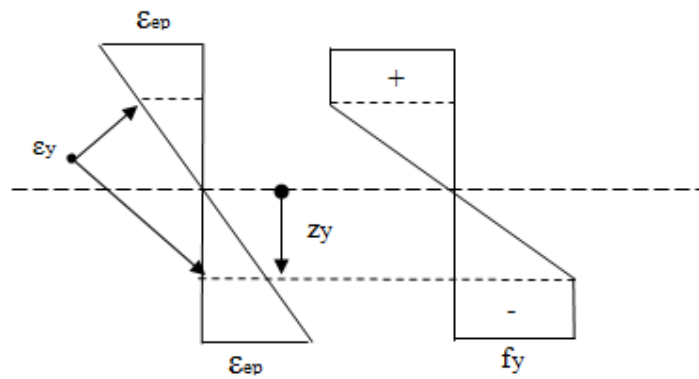
2.5.2 Variabel elastisk reststivhet av stav ved flyt

Ved stive knutepunkt kan initiering av flyt inntre først i staven, hvis for eksempel gurtens veggtykkelse er mye tykkere enn stavens. Stavens tverrsnittsrotasjon og bøyespenning skal studeres ved økende momentverdi. Fremgangsmetoden er basert på [12], hvor utledningene i dette kapitelet omhandler kvadratiske hulprofiler.

Det skraverte området på Figur 2-42 skiller det plastiske området fra det elastiske. En skal merke seg at størrelsen z_y er avstanden fra x-y planet til de punkter i tverrsnittet som befinner seg på grensen mellom elastisk og plastisk materialområde. Lengden ut til elastisk moment er bestemt og definert med notasjonen X_y . Plastisk moment kapasitet er basert på slanke rektangulære profiler, hvor $t < h$. I utledningen er en SHS profil betraktet.



Figur 2-42 Stavens utvikling av flyt ved bøyemoment



Figur 2-43 Tøyningene og spenningen i det elastoplastiske området

Den elastoplastiske krumningen kan defineres med forholdet mellom tøyningene og spenningen i det elastoplastiske området. Flytespenningen har notasjonen f_y .

(2-58)

$$k_{ep} = \frac{\varepsilon_y}{z_y} = \frac{f_y}{E \cdot z_y} = \frac{\varepsilon_{ep}}{\frac{h}{2}}$$

Avstanden fra stavens x-akse til flyteområdet i det elastoplastiske området bestemmes ut fra forholdet i (2-58):

(2-59)

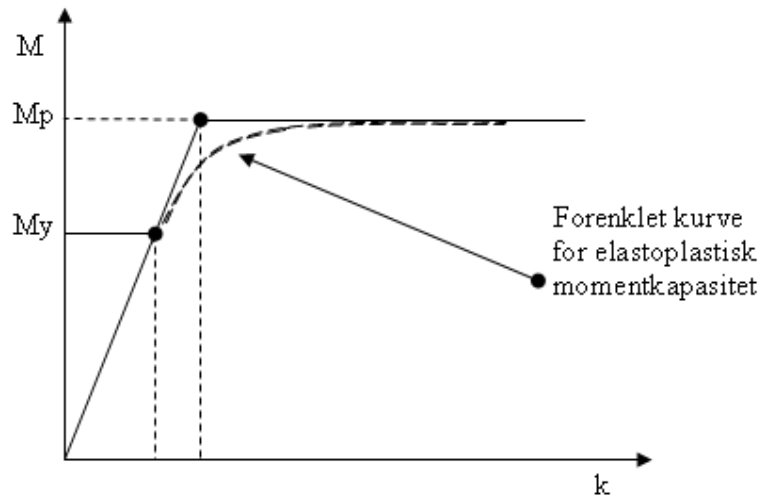
$$z_y = \frac{h \cdot \varepsilon_y}{2 \cdot \varepsilon_{ep}}$$

Lengden ut til elastisk moment kan bestemmes fra Figur 2-42, hvor M_y er elastisk momentkapasitet mens M_p er plastiske momentkapasitet .

(2-60)

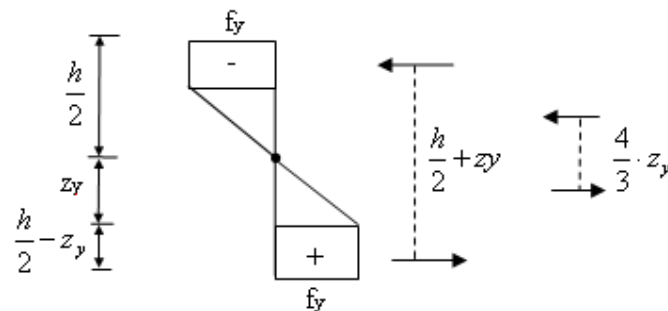
$$\frac{M_p}{L} = \frac{M_y}{X_y} \Rightarrow X_y = \frac{M_y}{M_p} \cdot L \approx \frac{8}{9} \cdot L$$

Flytesonen strekker seg ut 1/9 av stavens lengde L . Flytekurven på Figur 2-44 er satt til perfekt elastoplastisk hvor det er sett vekk fra fastningen til materialet Dette vil være noe konservativt.



Figur 2-44 Sammenheng mellom momentkapasitet og krumning

Det elastoplastiske momentet M_{ep} fremkommer ved enkel kraftpar betraktning, se Figur 2-45.



Figur 2-45 Kraftpartbetraktning ved det elastoplastiske momentet

Det elastoplastiske momentet for SHS profilet kan dermed uttrykkes:

$$M_{ep} = f_y \cdot h^2 \cdot t \cdot \frac{3}{2} \cdot \left(1 - \frac{4}{3} \cdot \frac{z_y}{h}\right) \quad (2-61)$$

I ligning (2-61) inngår tverrsnittsmodulen ved plastisk tilstand:

$$W_p = h^2 \cdot t \cdot \frac{3}{2} \quad (2-62)$$

Ved å sette uttrykket for z_y (2-59) inn i (2-61), kan elastoplastisk momentkapasitet skrives på formen:

$$M_{ep} = M_p \cdot \left(1 - \frac{1}{3} \left(\frac{\epsilon_y}{\epsilon_p}\right)^2\right) \quad (2-63)$$

Ved å sette momentet som en funksjon av X-retningen (2-64) likt formuleringen for elastoplastisk momentkapasitet, kan tøyningen i elastoplastisk område formuleres. X-retningen er vist i Figur 2-42.

$$M(x) = M_p \cdot \frac{X}{L} \quad (2-64)$$

Tøyningene i elastoplastisk område blir dermed:

$$\epsilon_{ep} = \frac{\epsilon_y}{\sqrt{3 \cdot \left(1 - \frac{X}{L}\right)}} \quad (2-65)$$

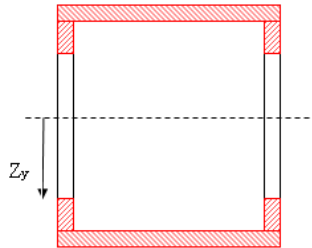
Ved å sette ligning (2-65) i (2-59), kan avstanden fra x-y planet ned flyteområdet omformuleres:

$$z_y = \frac{h \cdot \sqrt{3 \cdot \left(1 - \frac{X}{L}\right)}}{2} \quad (2-66)$$

Flyt i et kvadratisk hulprofil inntreer i flensene, slik at resterende stivhet ligger i sideveggene til tverrsnittet. Annet arealmoment av det resterende elastiske materialet har notasjonen I_r .

Reststivheten til staven kan dermed formuleres, hvor t er stavens tykkelse:

$$S_{rest} = E \cdot I_r = E \cdot \left(\frac{t \cdot (2 \cdot z_y)^3}{6} \right) \quad (2-67)$$



Figur 2-46 Avstanden til flyteområdet

2.6 Kapasitetsformuleringer for T-knutepunktet

Skal knutepunktet beskrives med en moment/rotasjons-relasjon er det nødvendig å bestemme knutepunktets kapasitet. Dette kapitlet tar for seg aktuelle kapasitetsformuleringer ved dimensjonering av T-knutepunkt belastet for moment i planet. Anvendelsene for momentkapasitet er basert på betingelsen i Tabell 2-1 [7]. Hvis knutepunktets geometri er utenfor disse betingelsene skal samtlige bruddformer vurderes, disse er vist i kapittel 2.6.1. Geometriske notasjoner i henhold til [7] er benyttet i samtlige kapasitetsformuleringer.

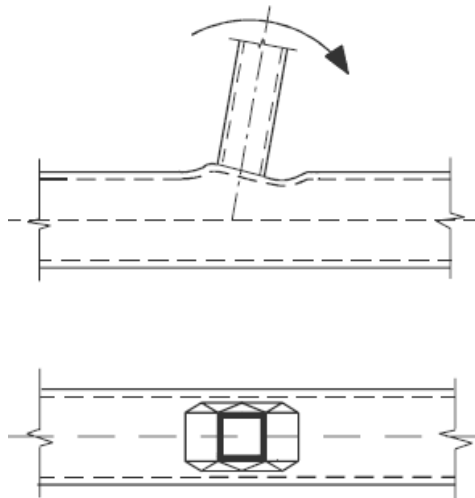
2.6.1 T-knutepunktets bruddformer

Dimensjonerende kapasitet i knutepunktet er påvist ved følgende feilmoder [7]:

- Brudd eller plastifisering i gurtstavens flens forekommer
- Brudd i gurtens sidevegg forekommer ved flytning, plastisk stukning eller instabilitet når stegstaven er trykkpåkjent
- Skjærbrudd forekommer i gurtstaven
- Gjennomlokking av vegg i en hul gurtprofil ved sprekkdannelse som fører til brudd mellom stegstav og gurtstav
- Brudd i stegstaven på grunn av en redusert effektiv bredde
- Lokal knekking oppstår enten i stegstav eller i gurtstaven

2.6.2 Momentkapasitet av gurtstavens flens

For mode a), er momentkapasiteten av knutepunkter med lave til moderate β verdier bestemt ved flytelinjemønsteret illustrert i Figur 2-47.



Figur 2-47 Plastifisering i gurtstavens flens [7]

Parameteren η er forholdet mellom stegstavens høyde og gurtstavens bredde, for et knutepunkt sammensatt av SHS profiler er parameteren lik 1. Flytegrensen for materialet i gurtstaven har notasjonen f_{y0} , og b tilsvarer stavens bredde. Det kan sees ut fra formuleringen (2-68) at momentkapasiteten går mot uendelig hvis β er lik 1. Dette forklares med at momentoverføringen i økende grad vil forekomme gjennom gurtens sidevegg, hvor gurtens flens ikke er aktiv for $\beta=1$. Derfor gjelder ligningen bare for knutepunkt med $\beta \leq 0.85$. Innvirkningen fra membran effekten og fastningen er neglisjert i formuleringen:

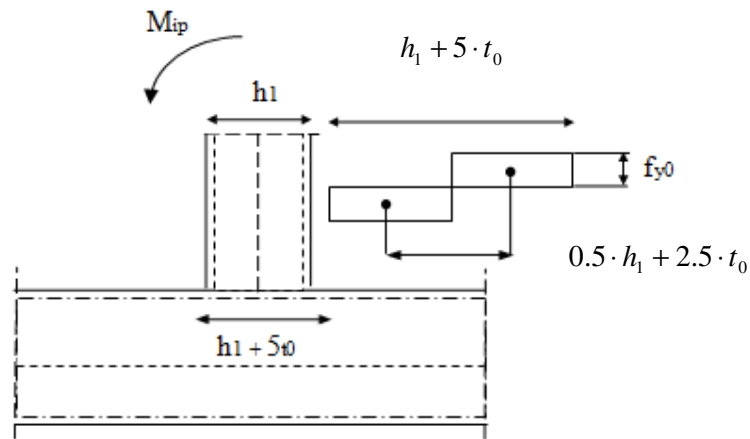
$$M_{ip,1,Rd} = k_n \cdot f_{y0} \cdot t_0^2 \cdot h_1 \cdot \left(\frac{1}{2 \cdot \eta} + \frac{2}{\sqrt{1-\beta}} + \frac{\eta}{1-\beta} \right) / \gamma_{M5} \quad (2-68)$$

$$\begin{aligned} \text{For trykk } n > 0 & \quad k_n = 1.3 - \frac{0.4 \cdot n}{\beta}, \\ \text{For strekk } n \leq 0 & \quad k_n = 1.0 \end{aligned} \quad (2-69)$$

2.6.3 Momentkapasitet av gurtstavens sidevegg

Momentkapasiteten av gurtens sidevegg er utledet fra spenningsfordelingen vist i Figur 2-48. Ved mode b) kan gurtens sidevegg undersøkes for plastisk i et område hvor $0.85 \leq \beta \leq 1.0$ med følgende uttrykk:

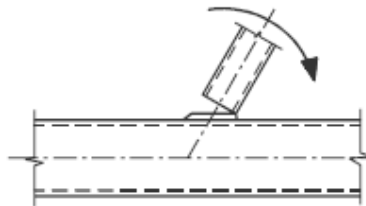
$$M_{ip,1,Rd} = 0.5 \cdot f_{y0} \cdot t_0 \cdot (h_1 + 5t_0)^2 / \gamma_{M5} \quad (2-70)$$



Figur 2-48 Spenningsfordelingen i gurtens sidevegg [11]

2.6.4 Brudd i stegstav

Mode på Figur 2-49 er kritisk ved $0.85 \leq \beta \leq 1.0$ og er gjenkjent ved lokal flyt i stegstav.



Figur 2-49 Brudd i stegstav [7]

Momentkapasitet er gitt ved [7]:

$$M_{ip,1,Rd} = f_{y1} (W_{pl,1} - (1 - b_{eff} / b_1) \cdot b_1 (h_1 - t_1) \cdot t_1) / \gamma_{M5} \quad (2-71)$$

Stavens flytegrense har notasjonen f_{y1} , mens Stavens plastiske tverrsnittsmodul er gitt med $W_{pl,1}$. Den effektive bredden for staven er gitt ved:

$$b_{eff} = \frac{10}{b_o / t_0} \cdot \frac{f_{y0} \cdot t_0}{f_{y1} \cdot t_1} \cdot b_1 \quad (2-72)$$

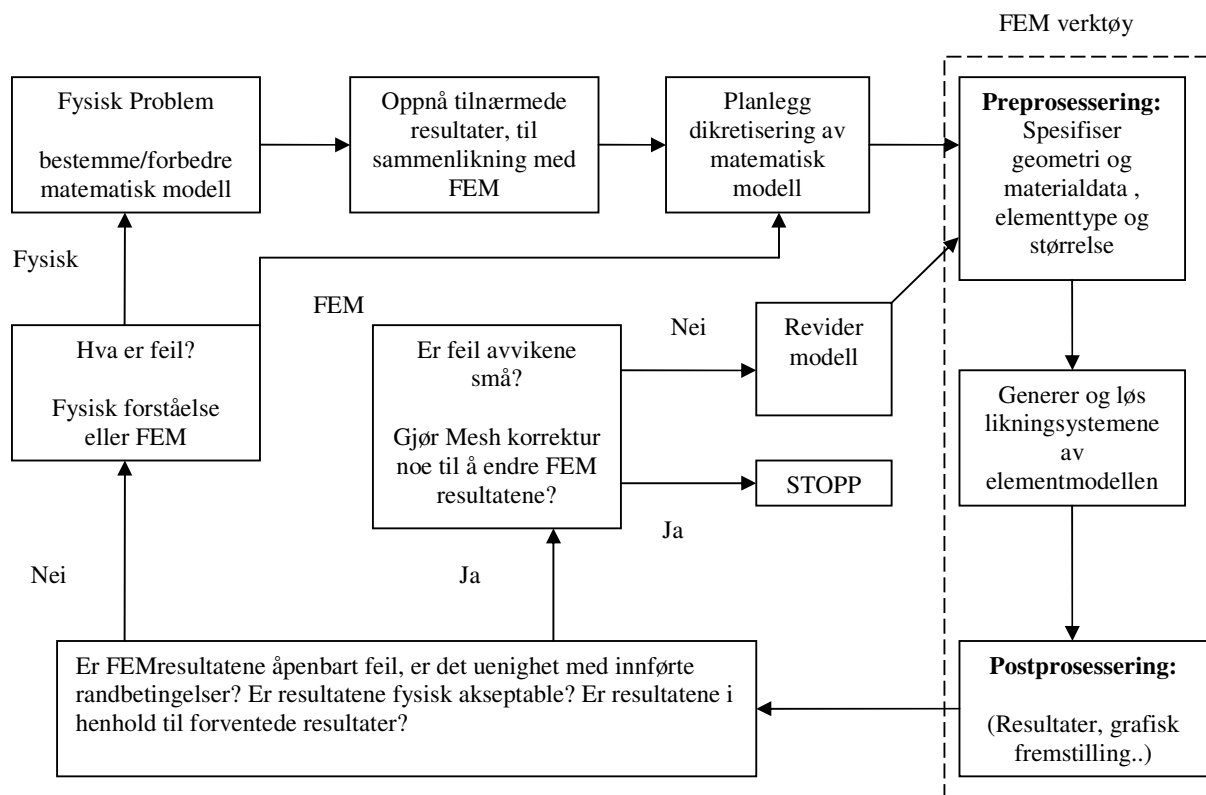
3 FEM modellering og numerisk tilnærming

3.1 Introduksjon av elementmetoden

En mengde fysiske fenomener innen ingeniørvitenskap kan beskrives ved bruk av differensiallikninger. Sammen med randbetingelsene vil differensiallikningene danne et grenseverdi problem. Elementmetoden ("Finite Element Method, FEM") er en numerisk metode for å etablere tilnærmede løsninger av et spesifikt fysisk problem. Fra en ingeniørs synsvinkel vil elementmetoden benyttes til å løse spenningsanalyser, varmeoverføring, strømninger, elektromagnetisme, akustikk o.l.

Elementmetoden anvendes ved at komplekse konstruksjonsdetaljer deles opp i elementer, som for eksempel staver, bjelker, skiver, plater og volumfraksjoner. Addisjon av elementstivheten til en global stivhetsmatrise, og innføring av randbetingelser gir grunnlaget for likevektsløsningen. Knutepunktsforskyvningene vil videre gi elementdeformasjonen.

Veldig ofte gir de første analysene uakseptable resultater, og feil må rettes. Store avvik krever en forklaring, dermed vil feilen sannsynligvis ligge i fysisk forståelse, analysemodellen eller begge deler. En numerisk riktig modell vil dermed bestemmes etter flere iterasjoner, hvor det startes med en enkel modell og optimaliseres i henhold til følgende flytskjema[13].



3.2 Formulering av elementmetoden

Elementer med to og tredimensjonal spenningstilstand har som regel ingen utarbeidede formler som gir sammenheng mellom krefter og deformasjoner.

Stivhetsmatrisen $[k]$ på generell form for et vilkårlig element er utledet fra prinsippet om virtuelt arbeid [14]. $[B]$ matrisen som representerer tøyings-forskyvningsmatrisen til et vilkårlig element er styrt av formfunksjonene til elementet. Elastitetsmatrisen $[E]$ transformerer tøyninger til spenninger i et vilkårlig punkt i elementet.

(3-1)

$$[k] = \int [B]^T [E] [B] dV$$

Virtuelt arbeid eller virtuell forskyvningsprinsipp er en liten endring i konfigurasjon av et system. For et legeme som er påkjent med volumkrefter og overflatekrefter, blir likevekten for virtuelt arbeid som følger [14].

(3-2)

$$\text{Indre virtuelt arbeid: } \int \varepsilon^t \cdot \sigma \cdot dV$$

(3-3)

$$\text{Ytre virtuelt arbeid: } \int [u]^T \cdot [F] \cdot dV + \int [u]^T \cdot [T] dS$$

Likevekt av likning (3-2) og (3-3) gir.

(3-4)

$$\int_v \varepsilon^t \cdot \sigma \cdot dV = \int [u]^T \cdot [F] \cdot dV + \int_{S_a} [u]^T \cdot [T] dS$$

Likningen sier at for enhver forskyvning $[u]$ er økningen i tøyingsenergien lik økningen i utført arbeid av volumkreftene $[F]$ og overflatekreftene $[T]$ på overflaten S .

Forskyvningene $[u]$ i et element kan uttrykkes som nodeforskyvninger $[d]$ og formfunksjonen til elementet.

(3-5)

$$\{u\} = [N] \cdot [d]$$

Tøyningene kommer fra forskyvningene, hvor $[B]$ representerer tøyings-forskyvningsmatrisen. Spenningstøyingsforholdet inkluderer inntell tøyning og initiell spenning

(3-6)

$$\{\varepsilon\} = \Delta_\varepsilon \cdot [u] = \Delta_\varepsilon \cdot [N] \cdot [d] = [B] \cdot [d]$$

(3-7)

$$\{\sigma\} = [D] \cdot \{\varepsilon\}$$

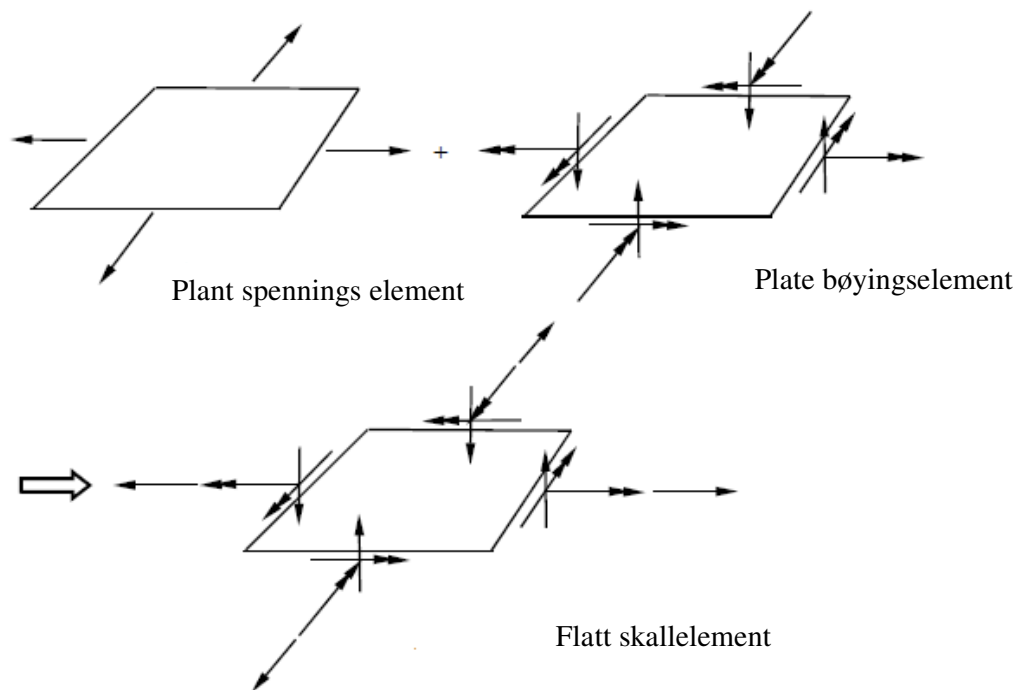
Ved at likning (3-6) settes inn i (3-7) utledes likning (3-8).

(3-8)

$$\{\varepsilon\}^T \cdot \{\sigma\} = [B]^T \cdot [d]^T \cdot [D]^T \cdot [B] \cdot [d]$$

3.2.1 Bakgrunn for valg av skall element

Skall elementet er kombinert plate og membran element. Skallelementet er mye sterkere enn et plate element laget av samme volum og samme material. Elementet har totalt 6 frihetsgrader, tre translatoriske og tre for rotasjon. I Abaqus er elementet delt i tre kategorier for generelt formål, tynne og tykke elementer. Tynne og tykke skallelementer gir generelt store rotasjoner men små tøyninger, mens skallelementer for generelt formål tillater endring i tykkelse[16].



Figur 3-1 Flatt skallelement

Tynne skallelementer som beskrives ved Kirchhof plateteori neglisjerer skjærdeformasjon. Tverrsnittflaten antas å rotere som et plan om tverrsnittsflatens koordinatakse [13], antagelsen betegnes også som Naviers hypotese.

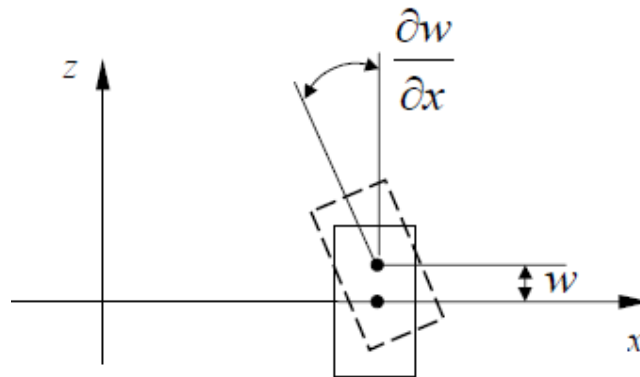
Basert på Kirchoff antagelse, vil nedbøyningen ved ethvert punkt på grunn av små rotasjoner være gitt med ligning (3-9) og (3-10).

(3-9)

$$u = -z \cdot \left(\frac{d_w}{d_x} \right)$$

(3-10)

$$v = -z \cdot \left(\frac{d_w}{d_y} \right)$$



Figur 3-2 Tynne skallelementer

Tøyninger formuleres:

(3-11)

$$\epsilon_x = -z \cdot \left(\frac{d_w^2}{d_x^2} \right)$$

(3-12)

$$\epsilon_y = -z \cdot \left(\frac{d_w^2}{d_y^2} \right)$$

(3-13)

$$\gamma_{xy} = -2z \cdot \left(\frac{d_w^2}{d_x d_y} \right)$$

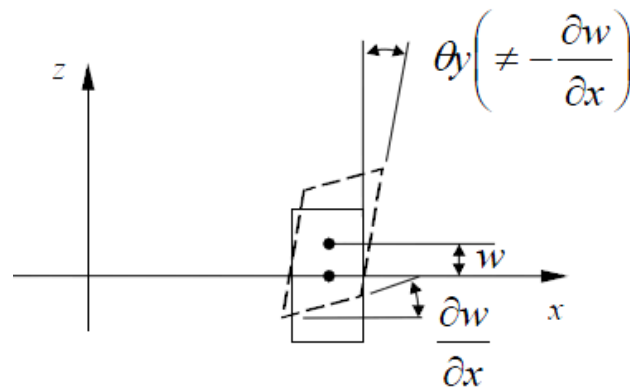
Ledende likning for plate er gitt ved :

$$D\nabla^4 w = q(x, y) \text{ hvor } \nabla \equiv \left(\frac{\partial^4}{\partial x^4} + 2 \frac{\partial^4}{\partial x^2 \partial y^2} + \frac{\partial^4}{\partial y^4} \right)$$

Bøystivheten til platen er dermed gitt ved:

$$D = \frac{Et^3}{12(1-\nu^2)} \quad (3-14)$$

Ved bruk av Mindlin teori tas skjærdeformasjonen i betraktning.



Figur 3-3 Tykke skall elementer

Variabelen θ_x og θ_y er rotasjonsvinkelen til normallinjen til tverrsnittsflaten før deformasjonen om x og y aksen.

$$\varepsilon_x = z \frac{\partial \theta_y}{\partial x} \quad (3-15)$$

$$\varepsilon_y = -z \frac{\partial \theta_x}{\partial y} \quad (3-16)$$

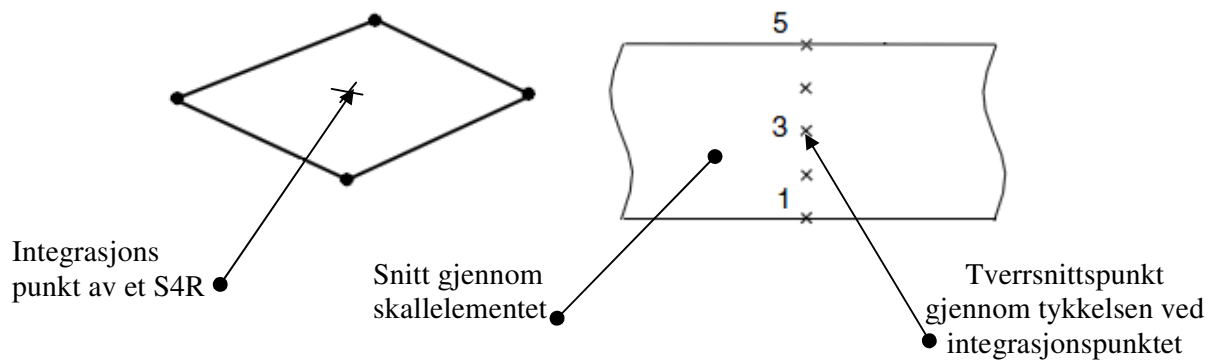
$$\gamma_{xy} = z \left(\frac{\partial \theta_y}{\partial y} - \frac{\partial \theta_x}{\partial x} \right) \quad (3-17)$$

$$\gamma_{xz} = \frac{\partial w}{\partial x} + \theta_y \quad (3-18)$$

For å bestemme om et problem skal uttrykkes ved bruk av tynne eller tykke skall elementer, bør en vurdering av skjærbidraget utføres. Hvis elementets lengde til opplager er mindre enn 15 ganger skallets tykkelse, anses skallelementet å være tykk [16].

3.2.2 Skalltykkelse og seksjonspunkter

Tykkelsen til skallelementet må spesifiseres for at tverrsnittet skal beskrives. Abaqus benytter numerisk integrasjon til å beregne spenninger og tøyninger uavhengig av hvert integrasjonspunkt gjennom tykkelsen. Eksempelvis kan et element flyte ved de ytre nodene mens det fremdeles oppføres elastisk inne.

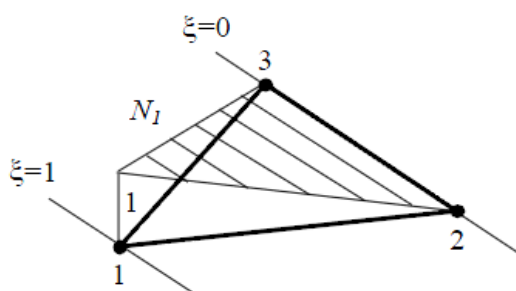


Figur 3-4 Tverrsnittspunkter ved integrasjonspunkt

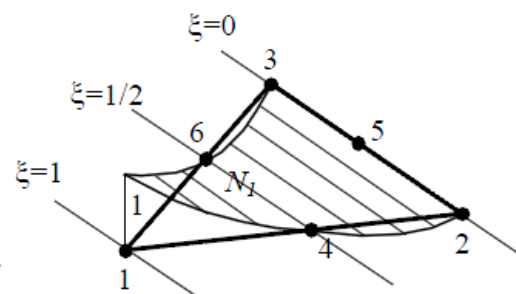
I henhold til Abaqus er 5 seksjonspunkter gjennom tykkelsen nok ved de fleste tilfeller, ved elastiske spenningstilstander er det nok med 3. Ved større plastiske deformasjoner bør 9 derimot punkter gjennom tykkelsen benyttes [16].

3.2.3 Lineære og andreordselementer

Skallelementets oppførsel i planet er bestemt av nodefordelingen og antallet frihetsgrader i elementet. Fordelingen av noder i elementet bestemmer hvordan elementet vil deformeres ved sidekanten. Dette er elementets formfunksjon. Med hensyn til nodefordelingen skilles det mellom lineære og andreordens elementer. Elementets tøyings-forskyvningsmatrise vil bare variere med formfunksjonen til elementet.



Figur 3-5 Linear triangulær element



Figur 3-6 Andreordens triangulær element

Uavhengig av elementets form (triangel eller firkant), vil andreordens elementer til forskjell for lineære ha en node mellom sidekanten. Formfunksjonen til elementet oppfører seg som en andreordens funksjon. Ved lik elementstørrelse vil et andreordens element gi flere

frihetsgrader enn et lineært siden det inneholder flere noder. Ved bruk av firkant elementer vil lineære elementer ha 4 noder mens andreordens elementer vil ha 8 noder. Tilsvarende for triangelementer vil lineære elementer ha 3 noder mens andreordens elementer har 6 noder.



Figur 3-7 Nodeinndelingen ved bruk av lineære og andreordens firkant elementer

3.2.4 Sammenkobling av elementer og forskyvninger

Elementene er sammenkoblet gjennom de ytre nodene, for å dekke hele analyseområdet med størst mulig nøyaktighet. Frihetsgradene i nodene danner grunnlaget for formfunksjonene, som er bestemt av nodens translasjons og rotasjonsegenskaper. Dette betyr at nodeforskyvningen styres av elementets utforming og dets egenskaper. Med andre ord er forskyvninger i et vilkårlig punkt i elementet interpolert fra nodeforskyvningene, og dette gir den tilnærmede karakteristiske løsningen.

3.2.5 Krav til formfunksjonen

Formfunksjonene må tilfredsstillere kravene til kompatibilitet og materialloven. Numeriske resultater må også tilfredsstillere likevektsbetingelsene. Løsningen bestemmes ved virtuellforskyvnings prinsipp som tilfredstiller de integrerte punktene over elementet [14]. I henhold til dette prinsippet skal det virtuelle arbeidet som er utført av ytre krefter \mathbf{R} i samsvar med forskyvninger \mathbf{r} være lik de indre krefter \mathbf{S} over virtuelle forskyvninger \mathbf{v}

.

3-19

$$\mathbf{R}^T \cdot \mathbf{r} = \left[\mathbf{S}^i \right]^T \cdot \left[\mathbf{v}^i \right]$$

Virtuell forskyvning må oppfylle kinematisk kompatibilitet, som vil si at forskyvningstilstanden tilfredstiller de geometriske randbetingelsene og at det er samsvar mellom forskyvninger og deformasjoner. Dette innebærer at det skal være en kontinuitet mellom elementene.

Løsningsapprosimasjonen er avhengig av elementinndelingen og valget av formfunksjonen. Reduksjon i elementstørrelse eller økning i antall elementer innebærer flere frihetsgrader og mer eksakt tilnærming av løsningen. Dette er utgangspunktet for kompatibilitet og fullstendighetskravet til formfunksjonene som ivaretar at spenninger og forskyvninger konvergerer [14].

Kompabilitetskravet sier at formfunksjonen skal velges slik at tøyningene ved grenselinjene mellom elementene er endelige. Dette krever kontinuitet mellom elementene, slik at tøyningen bestemmes ved derivasjon av formfunksjonen.

Fullstendighetskravet sørger for at forskyvningen og tøyningen i elementet skal kunne anta en vilkårlig konstant verdi. Dette innebærer at det ikke skal kunne oppstå tøyninger i elementet og at nodeforskyvninger skal gi konstant tøyning overalt i elementet.

3.2.6 Skallelementer i Abaqus

Abaqus biblioteket tilbyr en rekke skallelementer for ikke linear material respons[16]. Biblioteket er delt i tre kategorier, tykke, tynne skallelementer og for generelt formål. Forskjellen på tykke skallelementer og tynne skallelementer er vist i kapittel 3.2.1.

Elementer for generelt formål skilles fra tykke og tynne skallelementer siden det oppfører seg som tynt skallelement når skjærbidraget er så lite at det kan neglisjeres, og tykt når det skal tas hensyn til. Elementene under denne klassen er alltid lineære skallelementer og bør i henhold til Abaqus alltid benyttes i første omgang[16].

Årsaken til at tykke eller tynne skallelementer benyttes i tillegg, er på grunn av de inneholder andreordens elementer.

Generelt formål	Tykk skallelement	Tynn skallelement
S3	S8R	STRI65
S4		

Tabell 3-1 Oversikt over skallelementer

Ved bruk av andreordens tykke skallelementer (S8R), tolererer ikke Abaqus irregulær elementfordeling på grunn av skjærsperring. Med irregulær elementfordeling menes at høyde/lengde forholdet til elementet avviker mye fra 1.

3.3 Kalibrering ved hjelp av konvergenstudie

3.3.1 Generelt

Elementmetodesimulering er generelt komplisert på grunn av usikkerheter rundt materialets ikke lineære egenskaper og forståelsen av det gitte fysiske problemet. Numeriske avvik kan reduseres atskillig ved bruk av riktig elementinndeling, forutsatt at det fysiske bildet av problemstillingen er riktig. Økning i antall elementer eller reduksjon i elementstørrelse betyr konstant økning i antall frihetsgrader, som medfører en økende beregningstid.

Målsetningen med studien er å bestemme en analysemodell som illustrerer virkeligheten, som er økonomisk med hensyn til tidsforbruk og riktig med hensyn til kompatibilitetskravet og fullstendighetskravet. Det skal presiseres at modellens elastiske oppførsel er av spesiell betydning for rotasjonsstivheten, men siden momentkapasiteten også skal bestemmes vil konvergens av den plastiske oppførselen også studeres.

På bakgrunn av dette er en representativ analysemodell approksimert ved en konvergenstudie, hvor elementtype, elementstørrelse og materialmodell er bestemt. Konvergenstudien er kalibrert mot laboratorieforsøket utført ved Universitetet i Karlsruhe, Desember 1983 [17]. Siden fine solid elementer er beregningsmessig tidkrevende ble i første omgang skallelementer sammenlignet med solidelementer. Deretter ble elementstørrelse bestemt. Siden skallelementet ga tilfredstillende resultater er dette blitt benyttet videre i studien til å modellere et T-knutepunkt.

Forsøkesresultater og Abaqusmålinger er sammenlignet i en moment-deformasjonsgraf, hvor det mest representative elementet er benyttet videre i oppgaven.

3.3.2 Forsøkoppsett

Bakgrunn for kalibrering av skallmodellen er laboratorieforsøket i [17].

Ulike forsøk er utført på forskjellige knutepunktsgeometrier, hvor et som tilfredstiller kriteriet i Eurokode 3 tabell 7.8 [7] er valgt for kalibrering av analysemodell, se Tabell 3-2.

Forsøket er utført i en testerig [17], hvor deformasjonen er målt med et måleurl.

Ved å påføre en kraft i stegstaven i en avstand l_0 fra gurtstavens flens, er knutepunktet belastet med moment i planet. Deformasjonen er målt som en funksjon av momentbelastningen.

Spenningsfordelingen i steget er registrert ved bruk av strekkklapper. Effektive tøyninger er oppnådd ved å subtrahere målte tøyninger ved belastning og tøyninger ved avlastning.

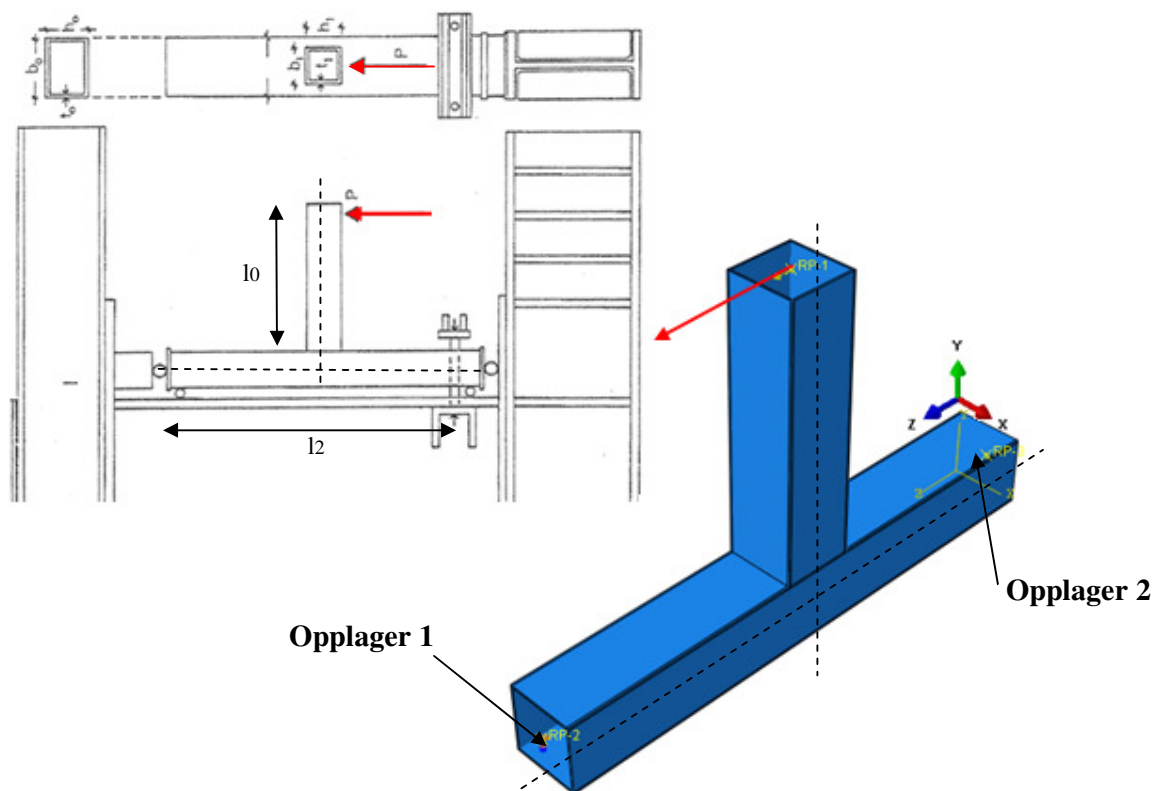
Valgt knutepunktsgeometri fra laboratorieforsøket er vist i Tabell 3-2, tilsvarende geometri er benyttet i Abaqus analysen.

Gurtens geometri er avgrenset med innførte randbetingelser, se Tabell 3-3.

Ved opplager 1 og 2 er samtlige translatoriske forskyvninger fastholdt. Samtidig som ved opplager 2 er rotasjon om Y-aksen fastholdt. Randbetingelsene samt påført last er innført ved bruk av hyperlink som binder samtlige sider av profilet til et punkt i senter.

Gurtens lengde [l2]	Stavens lengde [l0]	Bredde av gurt [b0] Bredde av stav [b1]	Høyde av gurt [h0] Høyde av stav [h1]	Gurt tykkelse [t0] Stav tykkelse [t1]
940mm	470mm	120mm	120mm	3,6mm

Tabell 3-2 Knutepunktsgometri



Figur 3-8 Forsøksoppsett i Abaqus

Opplager	Translatoriske forskyvninger	Rotasjon
1	$FX=FY=FZ=0$	
2	$FX=FY=FZ=0$	$MY=0$

Tabell 3-3 Randbetingelser

3.3.3 Materialmodell

Materialmodellen er en trilinear modell og er kalibrert i henhold til målte verdier [17]. Strekkutprøvinger er foretatt ved forsøk hvor brudd, flytespenning og tøyning ved flyt er registrert.

I forsøket fra [17], som er valgt for kalibrering av analysemodellen ble det utført 4 målinger. Gjennomsnittsverdien av disse er benyttet i kalibreringen. Materialmodellen er kalibrert som en trilinear modell, hvor de elastiske egenskapene er gitt i Tabell 3-4 og de plastiske i Tabell 3-5.

Elastitetsmodul [E]	210 000 MPa
Poissons forhold [ν]	0.3

Tabell 3-4 Elastisk materialmodell

Spenning [MPa]	Plastisk tøyning
331,7	0
338,33	0.02
428,4	0,1049

Tabell 3-5 Trilinear materialmodell

3.3.4 Vurdering av skallelementer

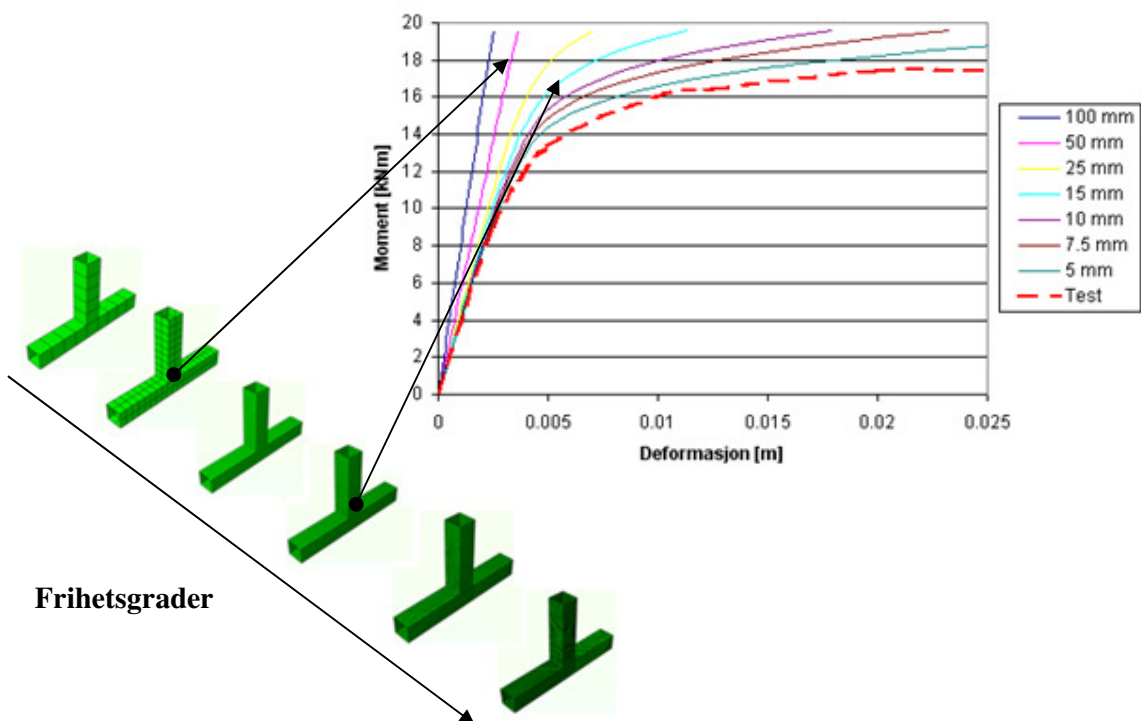
En systematisk vurdering av følgende skallelementer er foretatt: 4 noders lineære firkantelementer (S4R), 8 noders andreordens firkantelementer (S8R), 3 noders lineære triangel elementer (S3) og 6 noders andreordens triangel elementer (STRI65).

Elementtype	Elementstørrelse [mm]						
	100	50	25	15	10	7,5	5
S4R	X	X	X	X	X	X	X
S8R	X	X	X	X	X	X	X
S3	X	X	X	X	X	X	X
STRI65	X	X	X	X	X	X	X

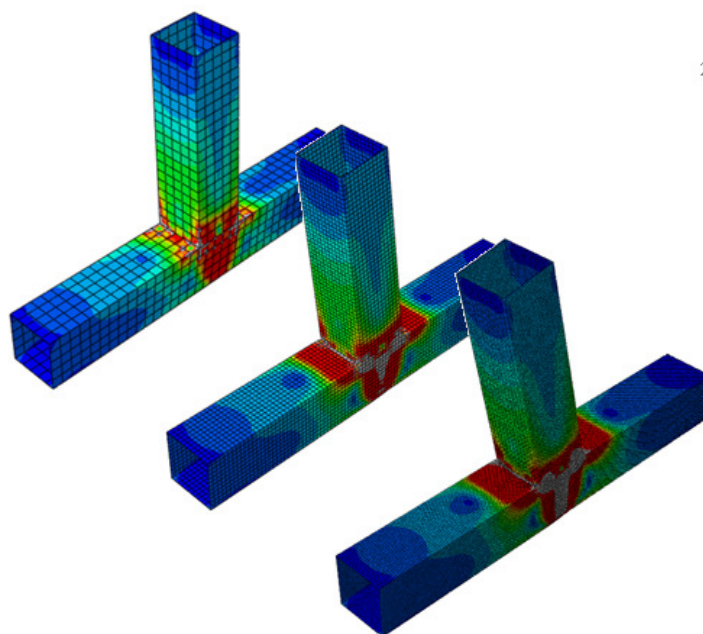
Tabell 3-6 Studerte elementtyper & størrelser

Sammenlikningen mellom elementtypene er utført ved å benytte 9 seksjonspunkter gjennom hvert integrasjonspunkt, siden knutepunktet er påført plastiske deformasjoner.

Elementstørrelsen er redusert fra 100 mm ned til 5 mm. Ytterligere reduksjon var ikke nødvendig siden ønskelig resultat var nådd. Resultatene for de ulike elementtypene er vist i Figur 3-11 og Figur 3-12. I figurene er også lastsyklusen fra [17] vist.



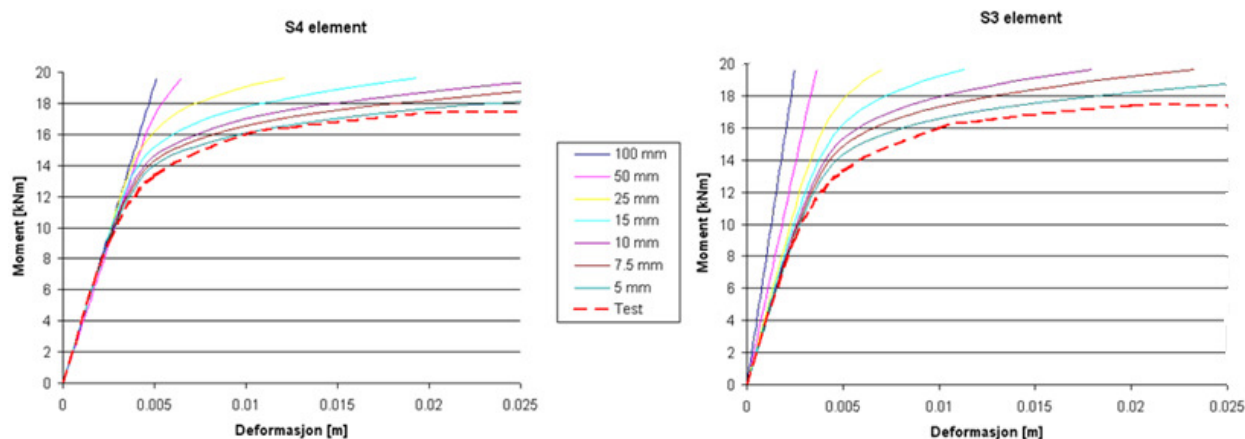
Figur 3-9 Lastsyklus for firkantelementet



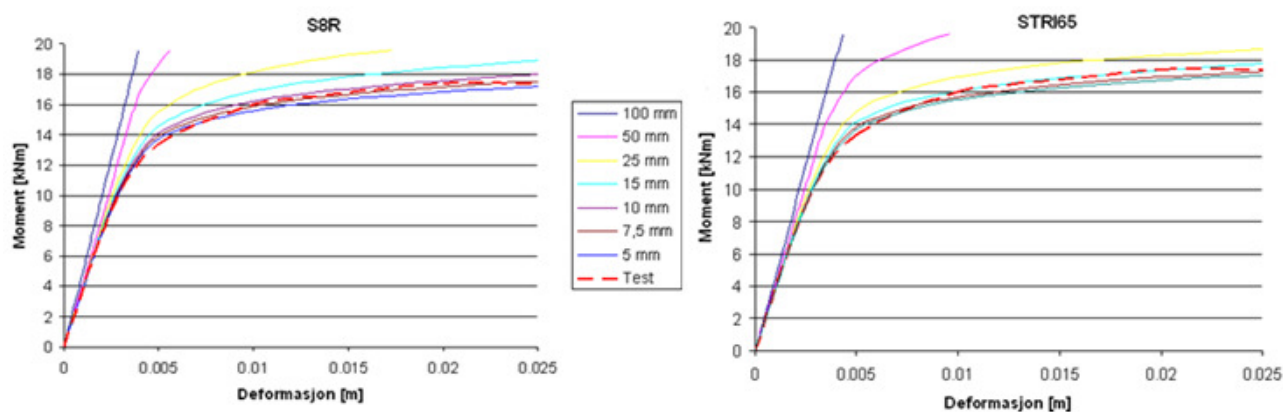
Figur 3-10 Økning i flytepunkter, ved økende frihetsgrader

Felles for samtlige studerte elementer viser at grovere elementnett gir en stivere analysemodell, det vil si at ved for store elementer vil analysemodellen aldri oppnå flyt. En reduksjon i elementstørrelse viser at antallet flytepunkter øker noe som medfører at flyteledd kan etableres. Generelt vil samtlige elementer konvergere mot riktig resultat i det elastiske området i lastsyklusen. Dette er tilfredsstillende med hensyn til kompatibilitetskravet og fullstendighetskravet.

Det er spesielt i det plastiske området at spredningen trer inn og behovet for frihetsgrader og andreordens elementer blir nødvendig. Lineære elementer vil konvergere noe senere enn andregradselementer for dette fysiske problem, men hvis det tas hensyn til elementstørrelse gir firkantelementer (S4) relativt gode resultater. Elementstørrelsen bør reduseres ned til elementets tykkelse, skal analysemodellen benyttes for plastisk analyse. Elastisk er resultatene veldig tilfredsstillende og for en slik type analyse er elementtypen økonomisk.



Figur 3-11 Lastsyklus til S4 skallelement og S3 elementet



Figur 3-12 Lastsyklus til S8R skallelement og STRI65 elementet

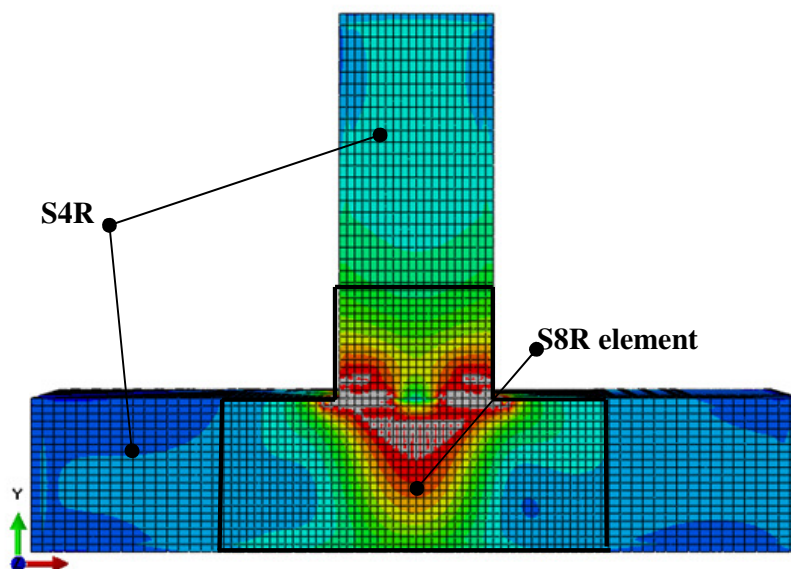
Lineær triangulær element (S3) har en senere konvergens enn S4 elementet, samtidig som det også har 50 % lenger beregningstid. Årsaken til dette er at det kreves to S3 element til å dekke samme areal som et S4 element. Dette medfører at 6 noder benyttes over et areal hvor

firkantelementet benytter 4. På bakgrunn av beregningstid og konvergens er ikke S3 elementet hensiktsmessig å benytte.

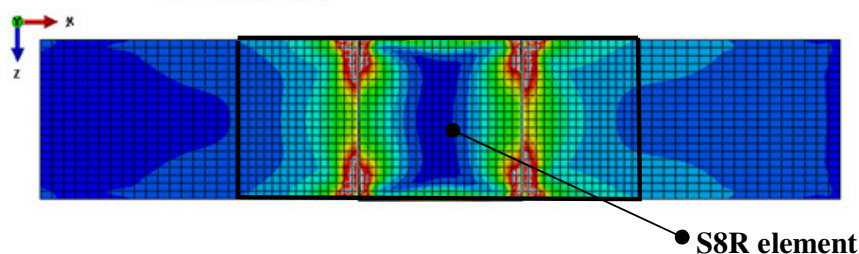
Det skal trekkes fram at elementet er lettere å inndele enn firkantelementet, slik at risikoen for å få irregulære elementer er lavere.

Det tykke andreordens skallelementet S8R har en raskest konvergens og elementet gir meget gode resultater i det plastiske området. Elementstørrelsen trenger ikke å reduseres lenger enn til 2 ganger tykkelsen. Mindre elementer enn dette vil bare øke beregningstiden uten at resultatene blir noe bedre. Elementet har en lang beregningstid. I forhold til S4 elementet har S8R ti ganger lenger beregningstid. Derfor er elementet lite økonomisk ved små spenningskonsentrasjoner. Elementet bør ikke brukes ved elastiske analyser som er bøyingsdominerte.

Videre i oppgaven er S8R elementet benyttet i skravert område på Figur 3-13 og Figur 3-14. Grunnen til dette er at høge spenningskonsentrasjoner oppstår lokalt i knutepunktet og den plastiske deformasjonen er høy. Andreordens element vil i dette tilfellet beskrive spenningsbildet best. Siden skjærdeformasjonen i gurtens sidevegg må tas hensyn til, må et tykt skallelement benyttes. På resterende del av gurt og stav er S4 elementet benyttet, på grunn av små spenningskonsentrasjoner og siden elementet også ivaretar skjærdeformasjon.



Figur 3-13 X-Y plan av T-knutepunktet



Figur 3-14 X-Z plan av T-knutepunktet

4 Numeriske analyser i Abaqus

T-knutepunktets rotasjonsstivhet er videre studert ved numerisk analyser. Analysene er utført på T-knutepunktet ved ulike knutepunktsparemetere hvor målsetningen har vært å studere variasjonen av rotasjonsstivheten. Rotasjonsstivheten er studert med hensyn til knutepunktsparemeteren β , tykkelsesforholdet (t_0/t_1) og gurtens slankhet (b_0/t_0), se Tabell 4-1. Geometrien på prøvene er valgt til å være i området hvor knutepunktsparemeteren er $0.6 \leq \beta \leq 1$, siden samtlige feilmoder kan påvises i dette området. Geometri området dekker begge stivhetsmodellene fra Figur 2-15 og Figur 2-16, hvor betydningen fra de ulike basiskomponentene anses å være dekket. Ved $\beta=0.9, 0.8$ og 0.6 er T-knutepunktets tykkelsesforhold (t_0/t_1) variert, for å illustrere økningen i rotasjonsstivhet med økende tykkelsesforhold. Videre er også gurtens slankhet blitt variert i et område $20, \leq b_0/t_0 \leq 31.75$, siden den anses å være av betydning for rotasjonsstivheten.

$\beta=1$			$\beta=0.9$		
t_0/t_1	b_0/t_0	Geometri	t_0/t_1	b_0/t_0	Geometri
1	31.75	200x6.3-200x6.3	1	31.75	200x6.3-180x6.3
1.27	25	200x8-200x6.3	1.27	25	200x8-180x6.3
1.58	20	200x10-200x6.3	1.58	20	200x10-180x6.3
$\beta=0.8$			$\beta=0.6$		
t_0/t_1	b_0/t_0	Geometri	t_0/t_1	b_0/t_0	Geometri
1	31.75	200x6.3-160x6.3	1	31.75	200x6.3-120x6.3
1.27	25	200x8-160x6.3	1.27	25	200x8-120x6.3
1.58	20	200x10-160x6.3	1.58	20	200x10-120x6.3

Tabell 4-1 Forsøkstabell

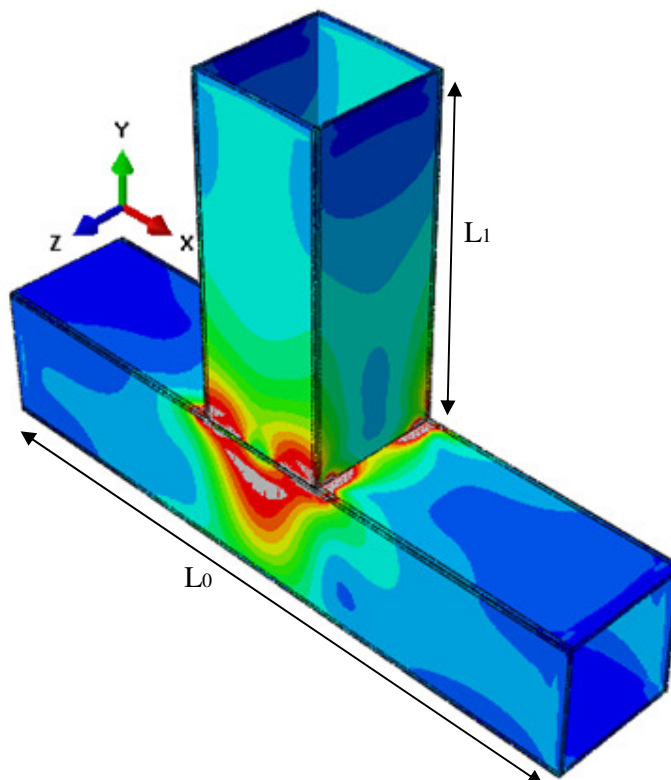
Ut fra de numeriske analysene er knutepunktens moment/rotasjons-relasjon bestemt. Rotasjonsstivheten er bestemt etter kapittel 2.2.3, mens knutepunktets momentkapasitet er bestemt etter kapittel 2.2.4.

Knutepunktets feilmoder er identifisert og evaluert i henhold til [7]. Videre er variasjonen av rotasjonsstivheten illustrert ved koeffisienten C for å sammenligne resultatene med [17], uavhengig av benyttet profiltipe.

Rotasjonsstivheten fra komponentmetoden er for hver knutepunktsparemetere sammenlignet med kurvene fra Abaqus analysene. Det knyttes forklaringer og tolkninger til avvikene mellom resultatene, hvor blant annet samtlige deformasjonsbidrag verifiseres.

4.1 Oppbygning av analysemodellene i Abaqus

I analysene er det benyttet tilsvarende lengde på gurt og stav for samtlige analysemodeller, hvor bare profiltypen er endret. Figur 4-1 viser T-knutepunktets geometri ved $\beta=1$, hvor skallmodellens tykkelse er vist. Analysemodellen er bygget opp til dets formål, som i hovedsak er å bestemme knutepunktets rotasjonsstivhet. Av den grunn er komponenter som har påvist neglisjerbar innvirkning på rotasjonsstivheten sett vekk fra i modellen. Dette er gjort for å begrense modelleringstid, siden flere analysemodeller er bygget opp. Sveisen er sett vekk ifra i analysemodellen, først og fremst for å ikke knytte analysene mot en sveisetypen og avgrense modelleringstiden til T-knutepunktet.



Figur 4-1 T-knutepunktets geometri

Gurt lengde [L0]	Stavens lengde [L1]
1000mm	500mm

Tabell 4-2 T-knutepunktets geometri

Randbetingelsene og momentbelastningen er påført tilsvarende ved bruk av hyperlink, hvor randbetingelsene er satt som i konvergensstudien, se Figur 3-8.

Siden gurtens og stavens lengde er lik for samtlige modeller, er ulik total momentbelastning påført T-knutepunktet ved forskjellige knutepunktsparemetere.

Knutepunksgeometrier som er forventet å ha høyere momentkapasitet og rotasjonsstivhet er påført et høyere i-planet moment for å etablere knutepunktets totale moment/rotasjonsrelasjon.

Momentbelastningen ble registrert ut fra Step Time/LPF som sier hvor mange prosent av den angitte lasten som er påført for hvert inkrement i det gjeldende analysesteget. Dette tilsvarer analysens stegtid, som er satt til 0.02 i denne oppgaven. Når Step Time/LPF er lik 1 er steget gjennomført, dermed utføres hvert steg med 50 inkrement. Figur 4-2 viser monitoren fra analysene, som er utgangspunktet for lastsyklusen til knutepunktet.

Job: R5200-10-200x6-3 Status: Completed

Step	Increment	Att	Severe Discon Iter	Equil Iter	Total Iter	Total Time/Freq	Step Time/LPF	Time/LPF Inc
1	1	1	0	1	1	0.02	0.02	0.02
1	2	1	0	1	1	0.04	0.04	0.02
1	3	1	0	1	1	0.06	0.06	0.02
1	4	1	0	1	1	0.08	0.08	0.02
1	5	1	0	1	1	0.1	0.1	0.02
1	6	1	0	1	1	0.12	0.12	0.02
1	7	1	0	1	1	0.14	0.14	0.02
1	8	1	0	1	1	0.16	0.16	0.02
1	9	1	0	1	1	0.18	0.18	0.02
1	10	1	0	2	2	0.2	0.2	0.02
1	11	1	0	2	2	0.22	0.22	0.02
1	12	1	0	2	2	0.24	0.24	0.02
1	13	1	0	2	2	0.26	0.26	0.02
1	14	1	0	1	1	0.28	0.28	0.02
1	15	1	0	2	2	0.3	0.3	0.02
1	16	1	0	2	2	0.32	0.32	0.02
1	17	1	0	2	2	0.34	0.34	0.02
1	18	1	0	2	2	0.36	0.36	0.02
1	19	1	0	2	2	0.38	0.38	0.02
1	20	1	0	2	2	0.4	0.4	0.02
1	21	1	0	2	2	0.42	0.42	0.02
1	22	1	0	3	3	0.44	0.44	0.02
1	23	1	0	2	2	0.46	0.46	0.02

Search Text
Text to find: Match case

Figur 4-2 Monitor fra Abaqus

4.1.1 Materialmodell

Materialmodellen må spesifiseres både i det elastiske og plastiske området for benyttet stålsort. Beskrivelsen er avgjørende for modellens oppførsel, duktilitet og kapasitet. Det forventes at stålets materialegenskaper fra forsøk ser annerledes ut enn de som er basert på regelverk [23]. Dette kommer av at kravet til fasthetsverdiene for leveringstilstanden av materialer er strengere enn de nominelle verdiene for dimensjonering. Kravet er strengere for leveringstilstanden enn verdiene for dimensjonering på grunn av at kvaliteten til stålkomponentene varierer. Dette medfører også at fastnings og bruddforløpet til stålkomponentene kan variere [23].

Utgangspunktet for materialmodellen er [8] og [21] for konstruksjonsstål S355. Fasthetsverdiene for stålsorten er vist i Tabell 4-3. Karakteristiske material egenskaper må benyttes i materialkalibreringen skal kravet fra [22] tilfredsstilles.

Material	S 355
Flytegrense, f_y [MPa]	355
Bruddgrense, f_u [MPa]	510
Bruddforlengelse, ϵ_{nom} [%]	15
E-modul, E [MPa]	210000
Poisson tall	0.3

Tabell 4-3 Fasthetsverdier for S355 stål

Materialets E-modul og Poissons tall danner de lineare egenskapene, når materialet oppfører seg etter Hooke's lov. I det plastiske området når spenningen overstiger flytespenningen er det nødvendig å definere den sanne plastiske tøyningen og spenningen til materialet. Sann spenning tilsvarer opptredende last over det øyeblikkelige tverrsnittsarealet, mens sann tøyning er funnet fra øyeblikkelig lengde. Den sanne spenningen bestemmes ved:

$$\sigma_{sann} = \sigma_{nom} (1 + \epsilon_{nom}) \quad (4-1)$$

Den sanne tøyningen er gitt med:

$$\epsilon_{sann} = \ln \cdot (1 + \epsilon_{nom}) \quad (4-2)$$

Videre bestemmes den plastiske bruddforlengelsen med:

$$\epsilon_{pl.sann} = \ln \cdot (1 + \epsilon_{nom}) - \frac{\sigma_{sann}}{E} \quad (4-3)$$

Den kritiske spenningen formuleres følgende:

(4-4)

$$\sigma_{cr} = f_y + \varepsilon_{cr} \cdot H \cdot E$$

Hvor H er den dimensjonsløse plastiske stivheten er i henhold til [21] lik $H = 0.0034$ for S355 stål. ε_{cr} er lik den nominelle tøyningen.

Den sanne kritiske spenningen bestemmes videre med:

(4-5)

$$\sigma_{cr.sann} = \sigma_{cr} \cdot (1 + \varepsilon_{nom})$$

Den sanne kritiske plastiske tøyningen bestemmes dermed ved:

(4-6)

$$\varepsilon_{cr.pl.sann} = \ln \cdot (1 + \varepsilon_{nom}) - \frac{\sigma_{cr.sann}}{E}$$

Materialparametrene i det plastiske området er oppsummert i Tabell 4-4.

Kritisk spenning σ_{cr}	462.1 MPa
Sann kritisk spenning $\sigma_{cr.sann}$	531.4 MPa
Sann kritisk tøyning $\varepsilon_{cr.sann}$	0.1398
Sann kritisk plastisk tøyning $\varepsilon_{cr.sann.pl}$	0.1372

Tabell 4-4 Materialparameterne til S355 stål

Den plastiske materialmodellen er beskrevet som en trilinear modell, input verdiene er vist i

Spenning [MPa]	Plastisk tøyning
355	0
362.1	0.0198
531.4	0.1372

Tabell 4-5 Trilinear materialmodell for S355 stål

Det er ikke benyttet partielle faktorer i oppgaven, dette er bevisst gjort for å lettere kunne sammenligne de beregnede verdiene med de lest av fra de numeriske analysene. Det skal presiseres at materialfaktoren γ_{M5} for kapasitet av hulprofiler er 1. Dermed vil ikke materialfaktoren ha noe innvirkning på de numeriske analysene i dette tilfellet.

Men ved numeriske analyser i bruddgrensetilstand bør det tas hensyn til reduksjonsfaktoren α_u [22].

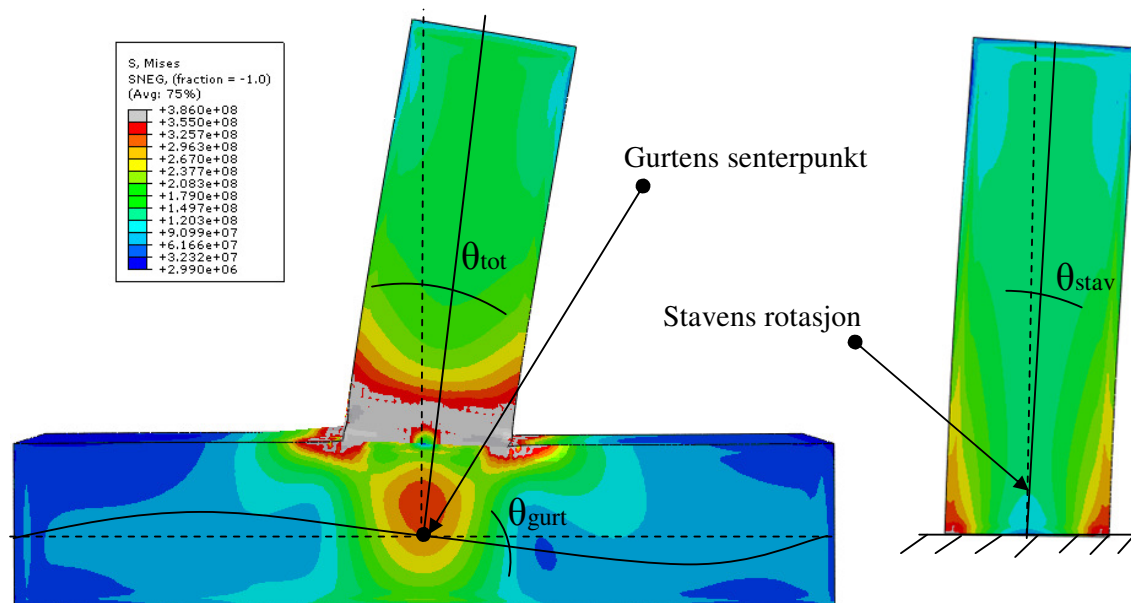
α_u består av produktet av to andre faktorer:

- α_1 som dekker modellusikkerheten ved elementmetodemodellen benyttet. Denne skal tas ut fra testkalibreringen.
- α_2 som dekker spredningen av lasten og materialegenskapene. Denne settes lik γ_{M1} hvis ustabilitet er dimensjonerende og lik γ_{M2} hvis brudd er dimensjonerende.

Siden materialfaktorene ikke er tatt med verken i beregningene eller i de numeriske analysene kan det ses bort fra α_2 for videre behandling av kapasitetene bestemt fra de numeriske analysene. Hvis materialfaktorene skal benyttes for de numeriske analysene må de også benyttes i beregningene.

4.2 Rotasjonsstivhet i henhold til numeriske analyser

Knutepunktets rotasjon med hensyn til lastsyklusen bestemmes ved at systemets totale rotasjon for hvert inkrement fratrekkes tilsvarende stavens og gurtens rotasjon. Ut fra analysemodellen med T-knutepunktet i Abaqus er systemets totale deformasjon med hensyn til påført moment funnet ved å måle i enden langs stavens senterlinje. Deretter er den totale rotasjonen for lastsyklusen funnet ved å dele deformasjonsverdiene med avstanden fra stavens ende til gurtens senterlinje, se Figur 4-3. I gurtens senterpunkt kan gurtens helning med hensyn til påført moment måles som rotasjon om z-aksen, og fratrekkes systemets totale rotasjon.



Figur 4-3 Systemets totale rotasjon

Knutepunktets rotasjon bestemmes fra definisjonen for systemets totale deformasjon i Tabell 2-7, og formuleres med hensyn til Figur 4-3 følgende:

(4-7)

$$\theta_{\text{knutepunkt}} = \theta_{\text{tot}} - \theta_{\text{gurt}} - \theta_{\text{stav}}$$

For å bestemme stavens opprinnelige rotasjon må en analysemodell bygges opp i tillegg, slik vist på Figur 4-3. Staven er da bygget opp som en utkrager hvor momentbelastningen er påført tilsvarende som på knutepunktet for hvert inkrement.

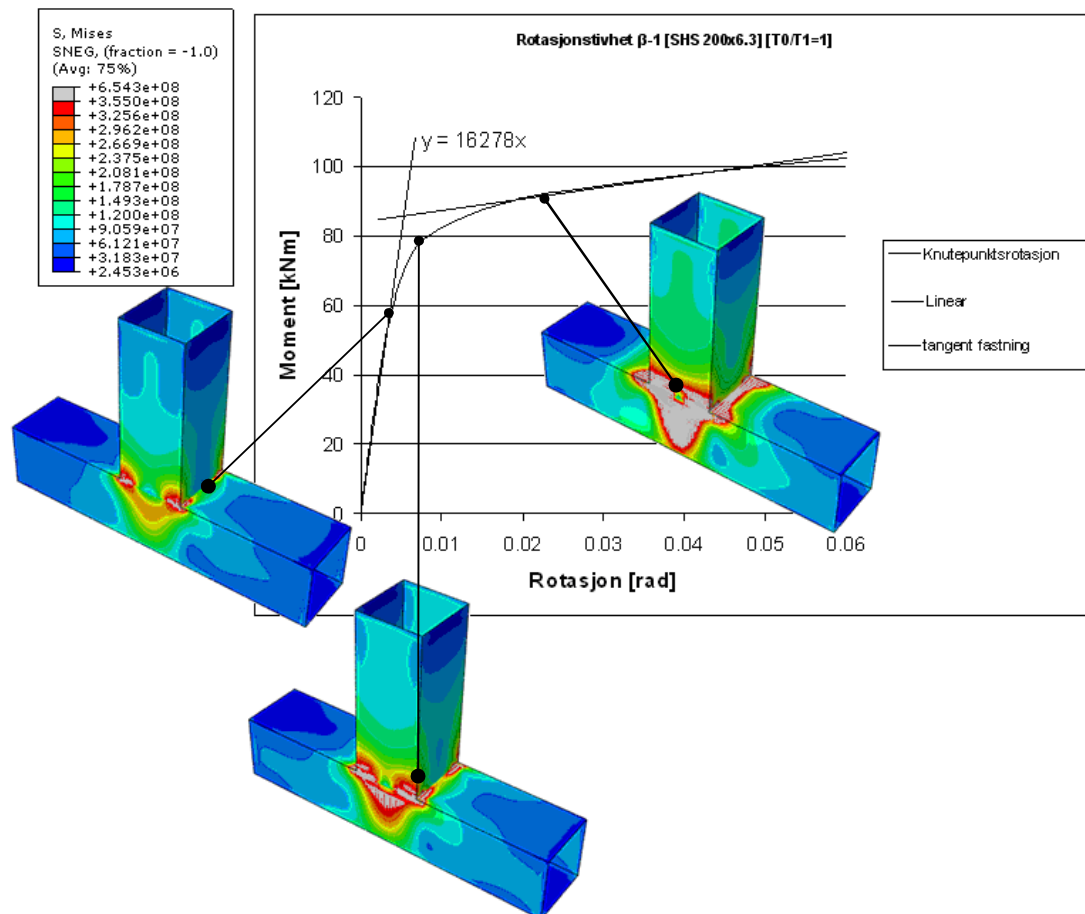
Lengden til den utkragede staven tilsvarer da avstanden fra gurtens senterlinje til stavens ende. Stavens registrerte rotasjon trekkes da også fra systemets totale rotasjon.

4.3 Rotasjonsstivhet for $\beta=1$ og $[t_0/t_1] \geq 1$

4.3.1 Rotasjonsstivhet av SHS 200x6.3 $[t_0/t_1]=1$

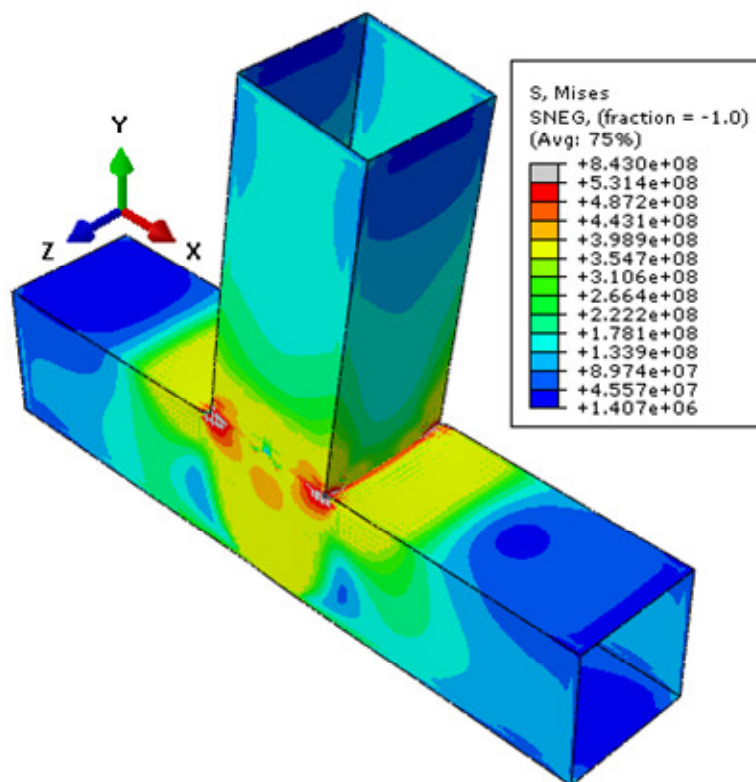
I første prøve for $\beta=1$ er både gurt og stav bygget opp av SHS profilet 200x6.3. Knutepunktets spenningsfordeling er vist over moment/rotasjons-relasjonen på Figur 4-4, hvor grensen mellom den røde og grå spenningskonturen er satt til 355 MPa. Dette gjelder for samtlige moment/rotasjons-relasjoner i kapittelet.

De første flytepunktene dannes i kontaktpunktet mellom stavens og gurtens hjørner, når påført moment er omtrent 60 kNm. I denne fasen går knutepunktsrotasjonen ut av det lineare kurveforløpet over mot fastningsområdet. Fram til denne fasen observeres det små rotasjoner i knutepunktet, samt små spenninger i resterende deler av systemet. Den plastiske spenningen fordeles i hovedsak over gurtens sidevegg, samtidig som den effektive delen rundt stavens og gurtens hjørner blir mer utvidet. Membraneffekten medfører at knutepunktet oppnår en høyere kapasitet, når lastsyklusen går over i det plastiske området.



Figur 4-4 T-knutepunkt av SHS 200x6.3 for $\beta=1$

Den plastiske sonen spres først ut over gurtens sidevegg, hvor kraftomfordelingen medfører at spenningen også spres lokalt i staven. Flyteleddet gjennom gurtens sidevegg danner feilmoden ved 86 kNm, på dette stadiet er en betydelig del flytespenningene også spredt ut over gurtflensen. Konsekvensen av en videre momentbelastning er at flytesonen utvides, mens deformasjonene i knutepunktet øker.



Figur 4-5 Bruddspenninger til T-knutepunktet

Figur 4-5 viser knutepunktets bruddspenninger, hvor grensen mellom den røde og grå spenningskonturen er satt til den sanne kritiske spenningen på 531.4 MPa. Det observeres at bruddet forekommer i punktene hvor flyteinitieringen startet, mens flytespenningen er spredt ut over gurtens steg og flens. Momentbelastningen i denne fasen svarer til 114 kNm.

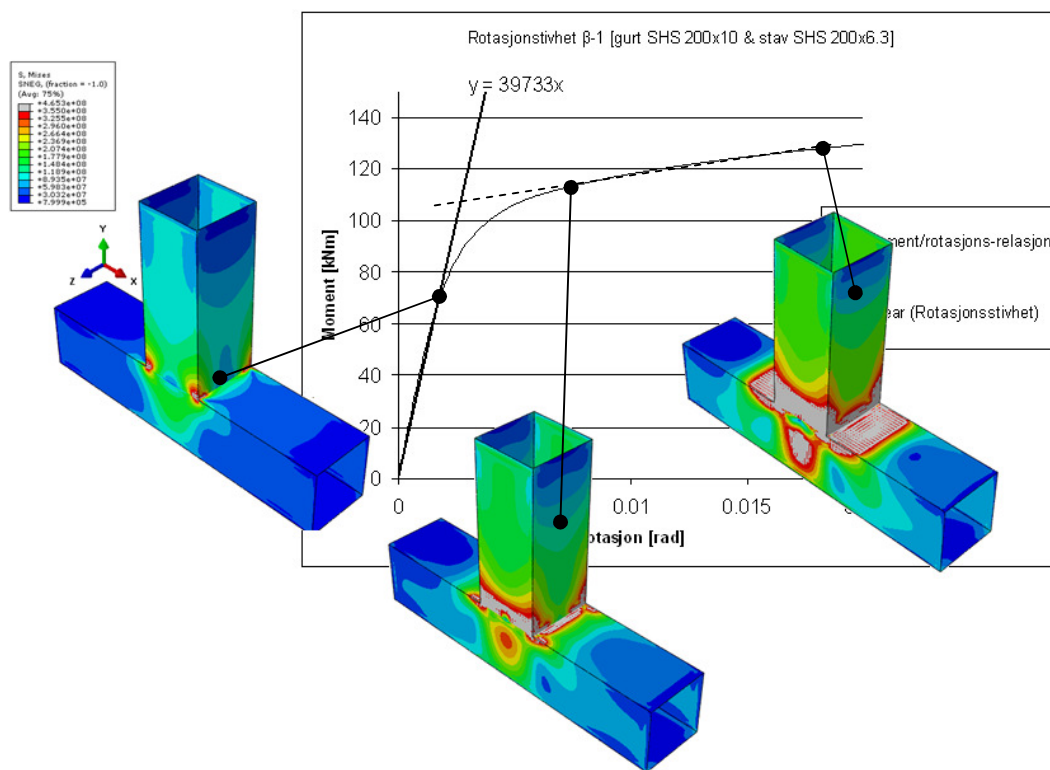
Rotasjonsstivheten som følger tangentlinjen til det elastiske området i lastsyklusen, er funnet til å være 16278 kNm/rad. Krysningpunktet mellom tangentlinjen i fastningsområdet og tangentlinjen til det elastiske området viser den plastiske momentkapasiteten til knutepunktet er 87 kNm.

I henhold til kapasitetsformuleringene fra kapittel 2.6 er momentkapasiteten av gurtens sidevegg dimensjonerende. Momentkapasiteten av gurtens sidevegg svarer til 60 kNm for geometrien. Fra Figur 4-4 kan det observeres at initieringen av flyt starter ved dette punktet, hvor knutepunktsrotasjonen er veldig liten. Ved den plastiske momentkapasiteten så vil knutepunktet ha en rotasjon på 0.004355 rad som tilsvarer omtrent 0.306 grader.

4.3.2 Rotasjonsstivhet ved $\beta=1$ når $[t_0/t_1]>1$

Når knutepunktets tykkelsesforholdet økes ved at gurtens slankhet reduseres, vil bruddmekanisme forekomme annerledes. Initieringen av flyt vil tilsvarende i dette tilfelle forekomme først i kontaktpunktet mellom stavens og gurtens hjørner. Siden staven er slankere enn gurtens vil spenningskonsentrasjonene fra kraftomfordelingen spres først lokalt i staven, se Figur 4-6. Flytespenningene fordeles ut over gurtens steg og flens først etter at flyteleddet i staven er dannet. Det observeres også sent i lastsyklusen en stor utvikling av flytespenninger over gurtens flens. Dette forklares med at reststivheten i staven er gjenværende i flensene og ikke i sideveggen, som medfører at spenningskonsentrasjonene blir størst i gurtflensen.

Den høge stivheten lokalt i gurten i forhold til staven bidrar til at spenningene over gurtens sidevegg forblir små. Dette kan også ses ut fra skjærpanelets stivhetskoeffisient (2-24), hvor økningen av skjærarealet til tverrsnittet øker stivhetskoeffisienten. Tilsvarende vil også stivhetskomponenten til gurtens steg påkjent i trykk og strekk øke når gurtens tykkelse øker, se formulering (2-26). Dermed vil samtlige komponenter lokalt i gurten bli stivere ved at tykkelsen av gurten økes.



Figur 4-6 T-knutepunkt [gurt SHS200x10 & stav SHS200x6.3] for $\beta=1$

Rotasjonsstivheten følger tangentlinjen til det elastiske området i lastsyklusen er for geometrien på Figur 4-6 er funnet 39733 kNm/rad. Det observeres at rotasjonsstivheten er nært økt med 60 % ved at gurtens tykkelse er økt fra 6.3 mm til 10 mm. Årsaken er at samtlige komponenter som inngår i gurten blir stivere, hvor samtlige av disse er påvist til å være av betydning i kapittel 2.4.7.

Kryssningspunktet mellom tangentlinjen i fastningsområdet og tangentlinjen til det elastiske området viser den plastiske momentkapasiteten til knutepunktet er 110 kNm.

Sammenlignet med kapasitetsformuleringene fra [7], så vil momentkapasiteten av gurtens stegstav være dimensjonerende i dette tilfellet.

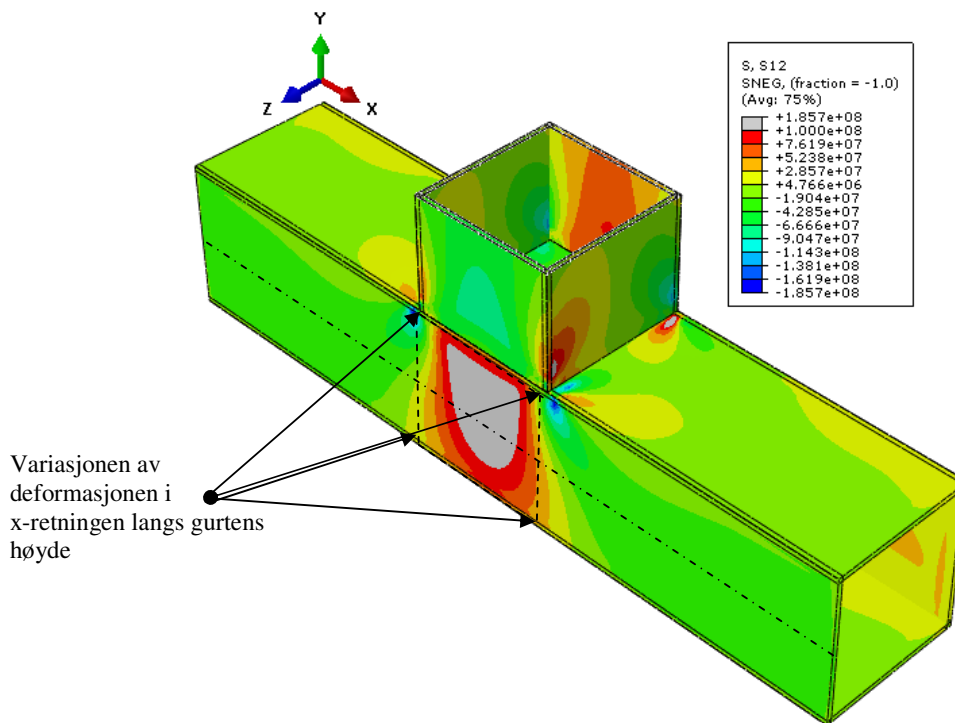
Stegstavens momentkapasitet vil i henhold til [7] være 104 kNm, mens gurtens sidevegg har en momentkapasitet lik 110 kNm. Dette viser at feilmoden er flyttet fra gurtens sidevegg til stegstaven, som også bekreftes fra Figur 4-6.

Ved den plastiske momentkapasiteten så vil knutepunktet ha en rotasjon på 0.00276 rad som tilsvarer omtrent 0.16 grader. Dette illustrer knutepunktets stivhet ved at små rotasjoner observeres i det elastiske området.

4.3.3 Drøfting av deformasjonsbidrag

I drøftingen er $\beta=1$ T-knutepunktet benyttet, gurtens geometri er SHS 200x8 mens stavens er SHS 200x6.3. I dette kapitlet er gurtens sidevegg i hovedsak studert, siden samtlige aktive komponenter inngår i den.

Skjærpanelet over gurtens sidevegg vises på Figur 4-7, ved at skjærspenningene er plottet når det tilførte momentet er 55 kNm, noe som svarer til 50 % av det totale tilførte momentet. Den røde konturen over gurtens sidevegg viser skjærspenningene ved 100 MPa, mens den grå viser skjærspenningene som overstiger 100 MPa. Fra Figur 4-7 kan skjærpanelets lengde verifiseres, som er betraktet å være lengden mellom stavens trykk og strekkflens. De høyeste skjærspenningskonsentrasjonene vil ha en kortere utstrekning enn betraktet, mens det ses ut fra Figur 4-7 at den skjærbelastede lengden samsvarer omtrent med den betraktede i formel (2-4).



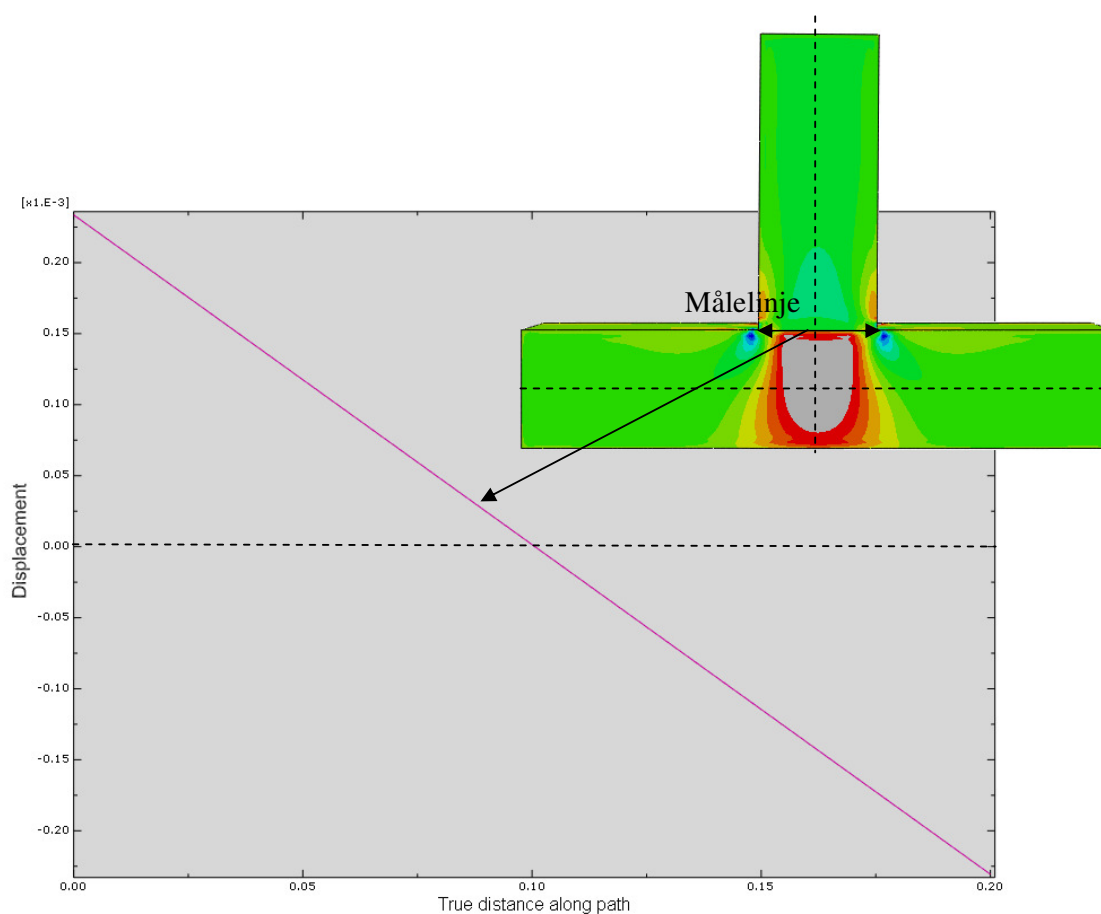
Figur 4-7 Gurtens skjærpanel

Videre måles deformasjonsvariasjonen langs gurtens steg vist på Figur 4-7, for å studere innvirkningen fra de aktive komponentene. Det observeres at deformasjonen ikke er konstant langs gurtens steg. Målingene langs kontaktlinjen mellom gurten og staven viser en høyere deformasjon, enn målingene i bunnen av gurtens steg.

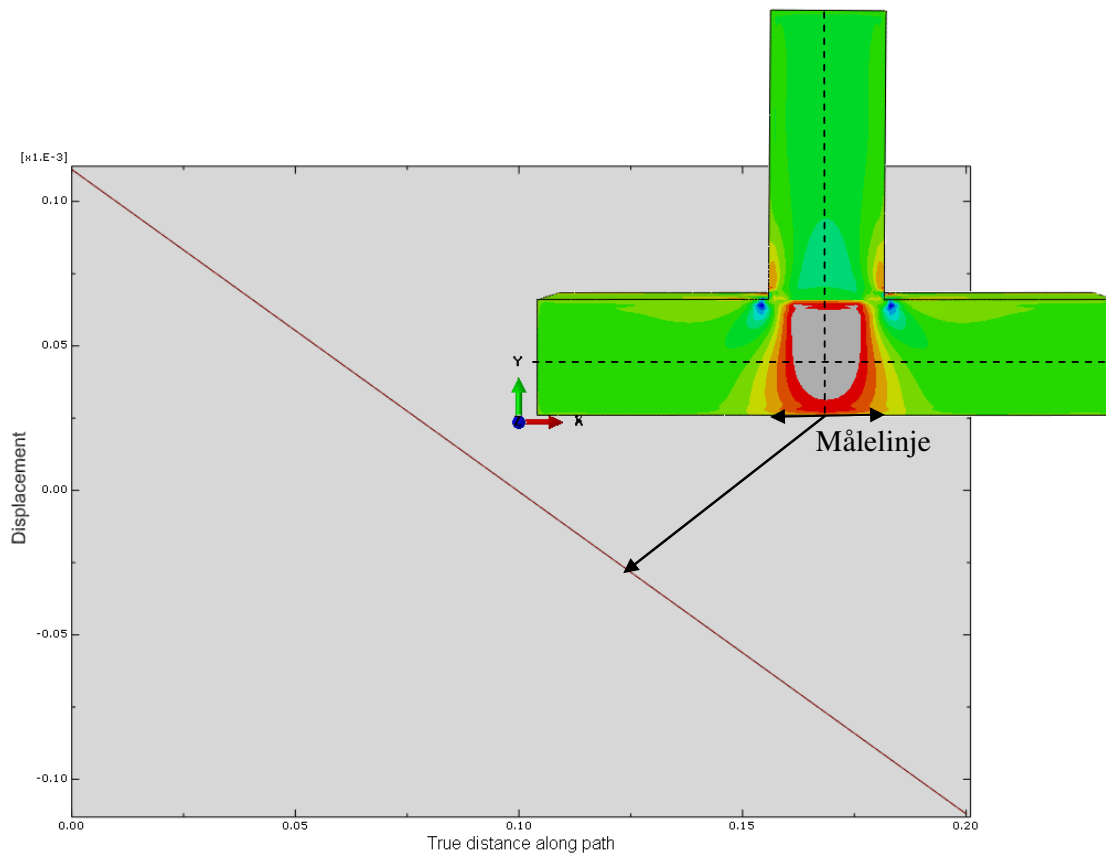
Grafen på Figur 4-8 viser deformasjonsvariasjonen mellom trykk og strekkraften i toppen langs gurtens steg, mens Figur 4-9 viser deformasjonsvariasjonen i bunnen av gurtens sidevegg. Observasjonene viser at det inntreffer høyere deformasjoner i toppen av gurtens steg, enn det gjør i bunnen av gurten. Årsaken er den lokale stegfoldningen som inntreffer på grunn av trykk og strekkpåkjenningen i toppen av gurtens sidevegg. Siden gurten ikke er fundamentert eller har noen kraft som motvirker i bunnen, vil trykk og strekkpåkjenningen tas opp som skjærdeformasjon nedover steget.

Observasjonene viser at deformasjonene langs gurtens senterakse er tilsvarende som ved bunnen av gurtens steg. Dette viser det faktumet at deformasjonen som skyldes trykk og strekkpåkjenningen fra stav på gurtens steg bare virker i øvre halvdel av gurten, og er bakgrunnen for at komponentens fjørlengde bare utgjør halve steglengden på Figur 2-21.

Deformasjonene i bunnen av gurtens sidevegg skyldes i hovedsak bare skjærpanelets deformasjon, se Figur 4-9.



Figur 4-8 Lokal deformasjon i toppen langs gurtens lengdeakse X [m]



Figur 4-9 Lokal deformasjon i bunnen langs gurtens lengdeakse X [m]

Deformasjonene fra Figur 4-8 og Figur 4-9 er oppsummeres i Tabell 4-6.

Geometri av T-kutepunktet	
$\beta=1$ [Gurt SHS 200x8 & Stav SHS 200x6.3]	
Påført moment	Kraftparet fra staven
55 kNm	275 kN
Deformasjon i toppen av gurtens sidevegg	Deformasjon i bunnen av gurtens sidevegg
0.26mm	0.12 mm

Tabell 4-6 Deformasjonsmålinger fra Abaqus

Hvis den totale deformasjonen i toppen av gurtens sidevegg fratrekkes gurtens deformasjon fra helningsformuleringen i (2-57) og deformasjonen som skyldes foldningen av steget i (2-30), kan skjærpanelet påvises. Tabell 4-7 oppsummerer verdiene.

Gurtens teoretiske deformasjon	Teoretisk stegfoldning pga trykkpåkjenning (2-30)	Deformasjonen i toppen fratrukket gurtens teoretiske deformasjon og (2-30)
0.085 mm	0.042 mm	0.133 mm

Tabell 4-7 Skjærpanelets deformasjon

Deformasjonen av skjærpanelet i Tabell 4-7 viser forskyvningen i trykkretningen. Formuleringen av skjærpanelets deformasjon i (2-22) tar hensyn til den totale deformasjonen som er gjort i trykk og strekkretningen. Av den grunn er det tilsvarende tatt hensyn til skjærpanelets totale deformasjon i Tabell 4-8.

Skjærpanelets totale deformasjon fra Abaqus	Skjærpanelets teoretiske totale deformasjon (2-22)	Skjærpanelets teoretiske totale deformasjon, uten skjærkonstanten
0.266 mm	0.261 mm	0.217 mm

Tabell 4-8 Deformasjon av skjærpanelet i gurt ved $\beta=1$

Skjærpanelets teoretiske deformasjon (2-22) kan sies å stemme godt overens med resultatene fra Abaqus. Differansen mellom resultatene er ikke større enn 2 %, hvor avviket kan skyldes blant annet den teoretiske skjærkonstanten som er utledet for et rektangulært tverrsnitt. I tilfellet skjærkonstanten ikke benyttes vil deformasjonen være lavere og differansen fra Abaqus analysene vil være større, se Tabell 4-8. Dermed anses formuleringen for skjærpanelet å være gyldig, hvor det anses hensiktsmessig å benytte skjærkonstanten.

Ved å summere samtlige teoretiske deformasjoner i en retning og sammenligne dem med den totale deformasjonen i toppen av gurtens steg, kan det totale deformasjonsavviket påvises. Det observeres at den totale teoretiske deformasjonen avviker lite fra Tabell 4-8 og Tabell 4-9 i dette tilfellet.

Skjærpanelets teoretiske deformasjon i trykkretningen	Teoretisk stegfoldning pga trykkpåkjenning (2-30)	Gurtens teoretiske deformasjon	Total deformasjon i trykkretningen
0.13 mm	0.042 mm	0.085 mm	0.2575 mm

Tabell 4-9 Total teoretisk deformasjon

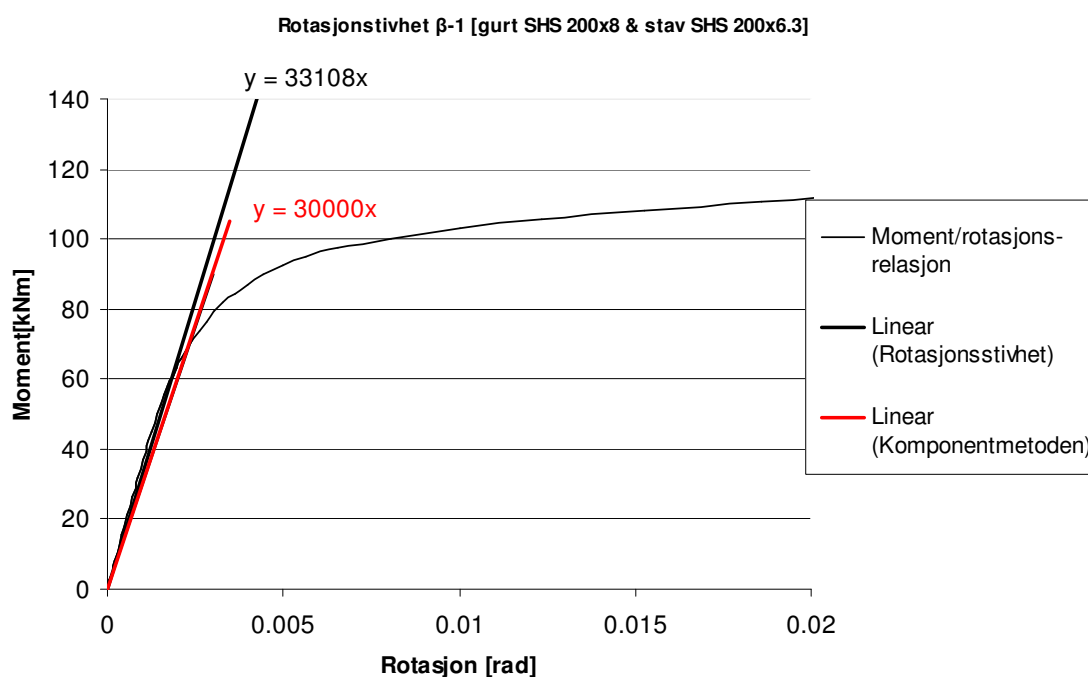
Siden deformasjonssvikene mellom de teoretiske formuleringene og resultatene fra analysene er små, kan det i utgangspunktet forventes at rotasjonsstivheten avviker lite. En del av avviket kan knyttes mot skjærpanelets lengde som er vist på Figur 4-7.

4.4 Vurdering av rotasjonsstivheten mot komponentmetoden

Generelt kan det sies at resultatene stemmer godt overens, når det er tatt i betraktning at rotasjonsstivheten til stive knutepunkter er sensitiv ovenfor systemets totale deformasjon. Dette betyr at avviket i stavrotasjonen og gurtens rotasjon også spiller inn på knutepunksrotasjonen, siden det er etablert en modell i tillegg og må trekkes fra systemet.

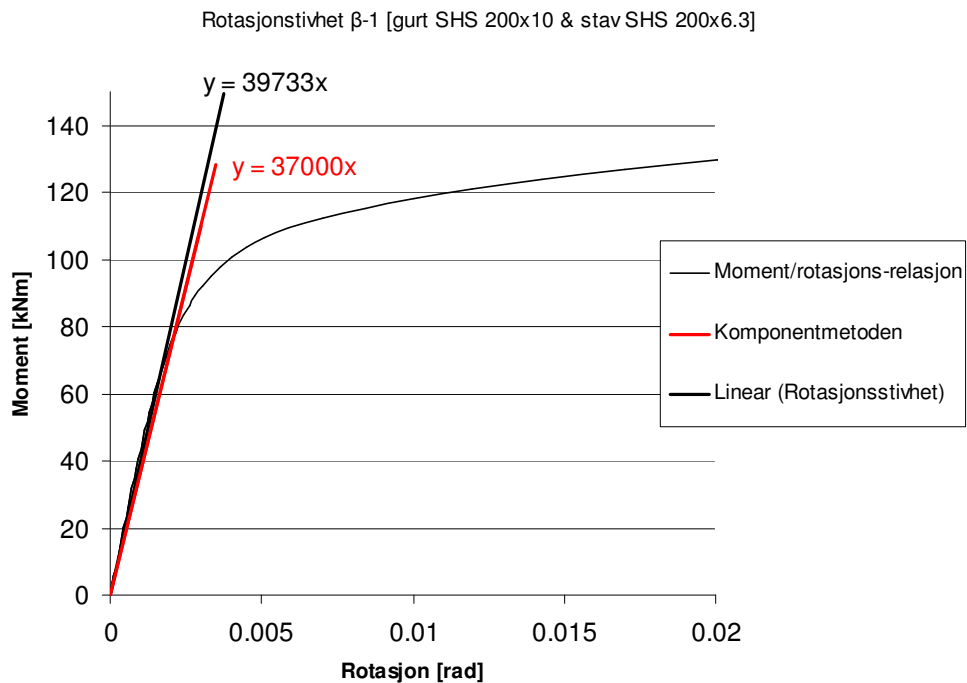
I denne oppgaven settes en toleranse i avviket på 20 %, som anses å være akseptabel grense med tanke på samtlige feilkilder som er tilstedet. Tangentlinjene på samtlige figurer angir knutepunktets initiale rotasjonsstivhet.

Videre hvis komponentmetoden sammenlignes med de numeriske målingene på Figur 4-10, kan det observeres et avvik på ca 10 %. Komponentmetoden viser en mer fleksibel rotasjonsstivhet enn det de numeriske analysene gjør. Tilfellet er tilsvarende når gurtens slankhet reduseres på Figur 4-11, komponentmetoden viser omtrent 7 % mer fleksibel rotasjonsstivhet enn de numeriske analysene. Selv om det er en reduksjon i avviket når tykkelsen til gurten økes, er det vanskelig å si om det eksisterer en formulerbar teoretisk sammenheng. Selv om analysemodellen er kalibrert mot forsøk vil det eksistere avvik i måleresultatene som påvirker rotasjonsstivheten.



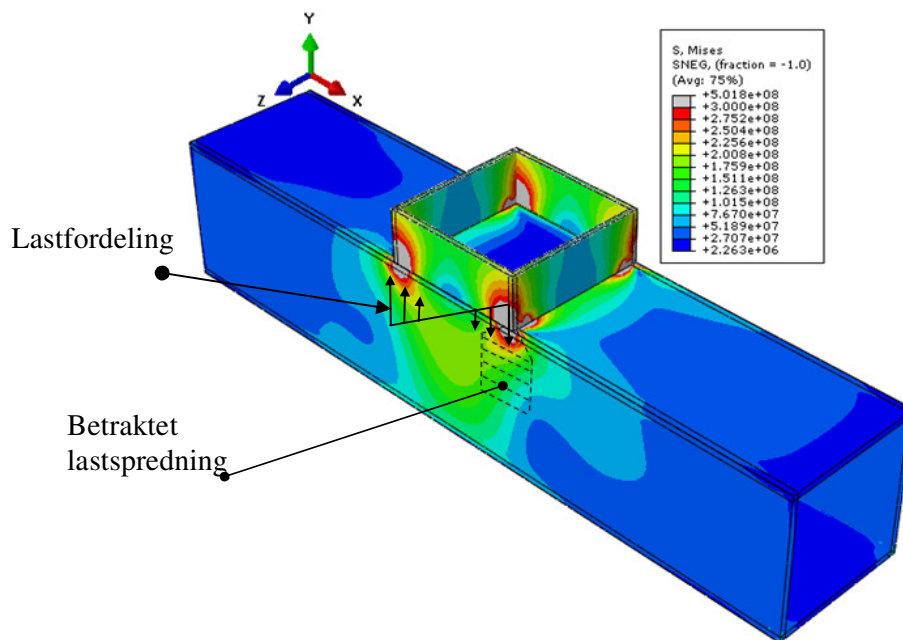
Figur 4-10 Rotasjonsstivhet i henhold til komponentmetoden og de numeriske analysene

Når det gjelder komponentmetoden kan avviket knyttes mot den betraktede effektive bredden til komponenten for gurtens steg påkjent i trykk og strekk (2-28). I tilfellet den effektive bredden er større enn betraktet vil deformasjonen til komponenten reduseres. Det kan diskuteres for at en lenger del av gurtens sidevegg vil være effektiv, hvis Figur 4-12 studeres, dette kan være tilfellet siden det er lastvirkninger fra stavens sidevegg på gurten.



Figur 4-11 Rotasjonsstivhet i henhold til komponentmetoden og de numeriske analysene

Lastfordelingen fra den forbundene staven vil heller virke lineært over gurtens sidevegg, som en følge av dette vil en større del av steget være belastet. I ligning (2-28) er det antatt at lasten fordeles likt ut fra stegstavs trykk og strekkflens. Dette er en grov approksimasjon som stammer fra konservative kapasitetsformuleringer, som nødvendigvis ikke er like representative for rotasjonsstivheten.

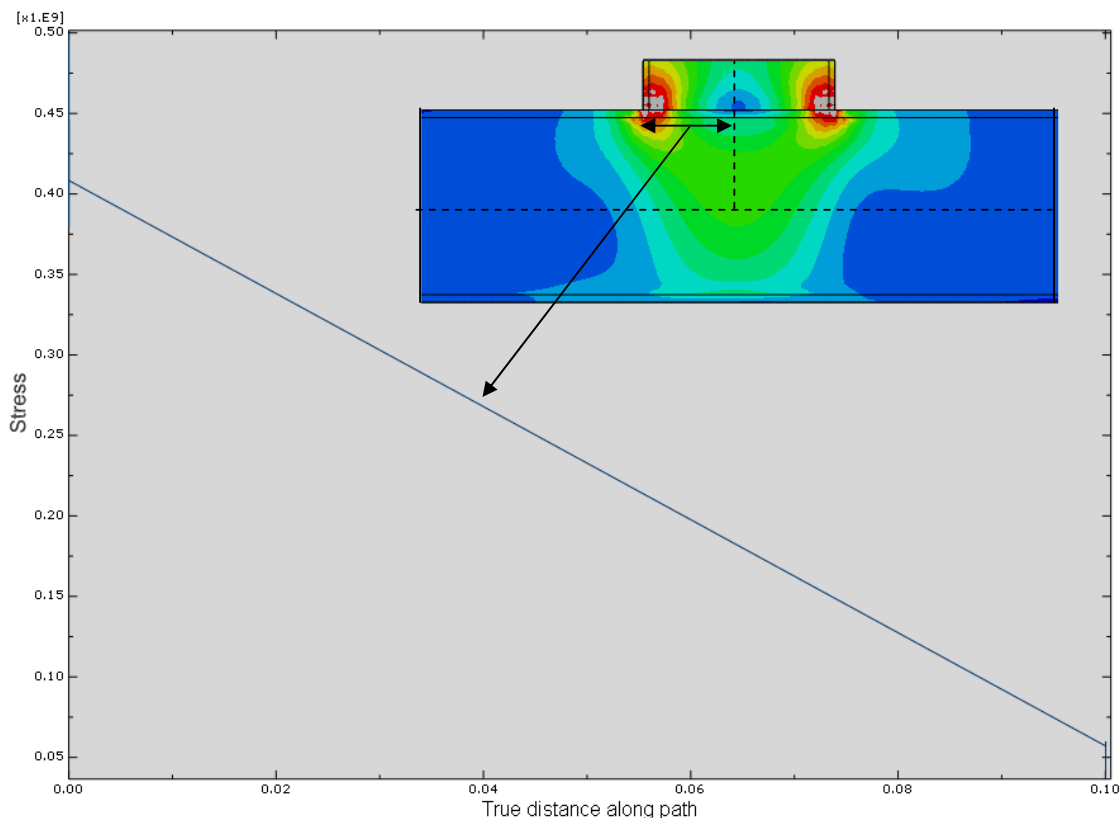


Figur 4-12 Von Mises Spenningsfordeling for $\beta=1$ & $t_0/t_1=1.27$

I henhold til analysene vil en større del av spredningen forekomme under den forbundene staven, hvor spenningsfordelingen ikke er konstant.

Betraktningen for den effektive bredden er at det virker en jevn fordelt belastning over en effektive lengden langs gurtens. Betraktningen kan sies å være grov siden spenningsene varierer over hele bredden, se Figur 4-13. Av den grunn er det hensiktsmessig å knytte en del av avviket mot spenningsvariasjonen som eksisterer i gurtens sidevegg.

Det at lastens fordeling er betraktet lik ut fra den stive bærelengden, tar høyde for noe av lastspredningen i den aktive sonen under staven. Til tross for dette kan det diskuteres at den effektive bredden ved i-plant moment er lenger.



Figur 4-13 Von Mises spenning [Pa]

Spenningskonsentrasjonene langs gurtens lengdeakse vil avta lineært fra stavens trykkflens til stavens senterlinje hvor spenningsene er små, se Figur 4-13.

En justering av den effektive bredde er ikke videre foretatt, siden de mest konsentrerte spenninger vil virke over den betraktede bredden, men det presiseres at betraktningen er mer illustrativ for H og I profiler. Med tanke på at avviket i rotasjonsstivheten mellom komponentmetoden og de numeriske analysene er lite, er det ikke nok grunnlag for å foreta en justering.

Skjærkonstanten som er utledet for et rektangulær tverrsnitt bør justeres slik at det tas hensyn til tverrsnittets ytre radius, siden skjærspenningene i realiteten også virker her.

I denne oppgaven er skjærkonstanten mer representativ for et rektangulært tverrsnitt siden radiusen er neglisjert i Abaqus modellen.

Intuitivt viser Moment/rotasjons-relasjonen at stivhetskoeffisienten k_6 og k_7 kan settes uendelig. Grunnen til dette er rotasjonsstivheten fra de numeriske analysene er høyere enn for komponentmetoden. Eventuelt stivhetsbidrag fra komponenten vil bare redusere rotasjonsstivheten, påstanden kan refereres tilbake til utledningen for rotasjonsstivheten (2-9).

4.4.1 Kommentar vedrørende stivhetsbidrag ved $\beta=1$

Resultatene viser at komponentene som inngår i gurtens sidevegg er de som er av størst betydning for $\beta=1$ knutepunktets rotasjonsstivhet. Disse komponentene er gurtens skjærpanel samt komponenten for gurtens steg påkjent i trykk og strekk.

Noe av avviket mellom komponentmetoden og de numeriske analysene vil skyldes den betraktede effektive bredden når steget er påkjent i trykk og strekk. Optimaliseringen av den foreslåtte komponentmetoden bør eventuelt gjøres ved at uttrykket for den effektive bredden justeres.

Det vil eksistere en modellusikkerhet selv om analysemodellen er kalibrert, dermed vil det være vanskelig å oppnå en identisk rotasjonsstivhet fra de numeriske analysene.

Skjærpanelets deformasjon i (2-22) er verifisert ved målinger langs gurtens sidevegg, siden resultatene viser samsvar kan det sies at komponentens stivhetskoeffisient (2-24) er riktig.

Deformasjonen fra gurtens steg påkjent i trykk og strekk vil påvirke bare gurtens øvre halvdel, dermed kan det sies at den betraktede fjørlengden til komponenten på Figur 2-21 er representativ.

En oppsummering av rotasjonsstivheten og den plastiske momentkapasiteten til de numeriske analysene er vist i Tabell 4-10.

Knutepunkt $\beta=1$	[t_0/t_1]	Rotasjonsstivheten FEA ABAQUS [kNm/rad]	Rotasjonsstivheten komponentmetoden [kNm/rad]	Plastisk momentkapasitet [kNm]	EC3 Momentkapasitet	Feilmode
gurt=200x6.3& stav=200x6.3	1	16278 kNm/rad	15500	86 kNm	60 kNm	Gurtens sidevegg
gurt=200x8& stav=200x6.3	1.27	33108 kNm/rad	30000	95 kNm	81 kNm	Brudd i stegstav
gurt=200x10& stav=200x6.3	1.58	39733 kNm/rad	37000	110 kNm	104 kNm	Brudd i stegstav

Tabell 4-10 Rotasjonsstivheten og momentkapasiteten av $\beta=1$ knutepunktene

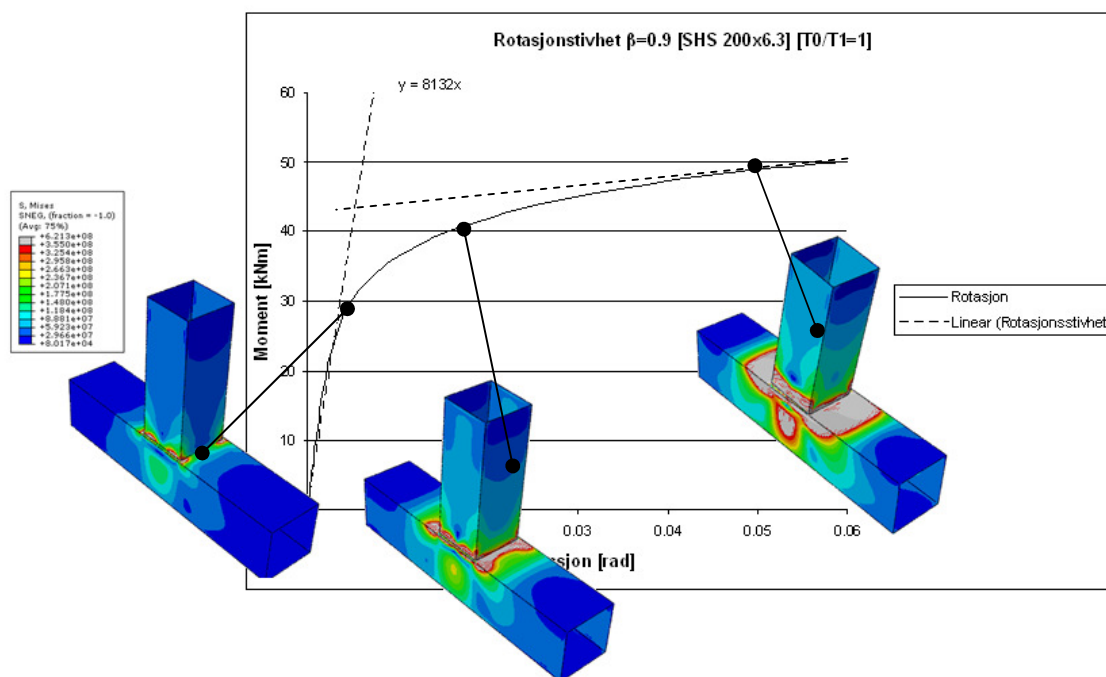
Momentkapasiteten viser at bruddet forekommer først i stegstaven når tykkelsesforholdet er økt. Avviket i momentkapasiteten mellom [7] og den plastiske fra analysene blir mindre når tykkelsesforholdet økes. Tabell 4-10 viser at en reduksjon i gurtens slankhet øker rotasjonsstivheten samtidig når tykkelsesforholdet mellom staven og gurten økes endres bruddmekanismen. Flyteleddet forskyves da i stegstaven.

Skal knutepunktet designes for stor rotasjonsstivhet og stor momentkapasitet, anbefales det å øke tykkelsesforholdet mellom stav og gurt. Det presiseres imidlertid at samtlige $\beta=1$ knutepunkt er stive, hvor små rotasjoner inntreer i knutepunktet før flyt.

4.5 Rotasjonsstivhet av T-knutepunkt med $\beta < 1$

4.5.1 T-knutepunkt når $\beta = 0.9$

For T-knutepunkt hvor knutepunktsparemeteren β er under 1, vil komponenten for bøyning av gurtens flens komme i tillegg. Det kan tydelig ses ut fra spenningsfordelingen på Figur 4-14 at kraftoverføringen fra staven går gjennom gurtens flens, for så å fordele seg videre utover gurtens sidevegg. Rotasjonsstivheten til knutepunktet vil være betraktelig lavere enn for $\beta=1$ knutepunkt, siden det eksisterer en fleksibel komponent i tillegg. Hvis Figur 4-4 sammenlignes med Figur 4-14, kan det observeres i dette tilfellet at rotasjonsstivheten til $\beta=0.9$ knutepunktet utgjør ca 50 % av $\beta=1$ knutepunktet. Dette er en betydelig reduksjon i rotasjonsstivheten. Feilmoden vil for geometrien på Figur 4-14 inntre i gurtens flens i stedet for gurtens sidevegg.

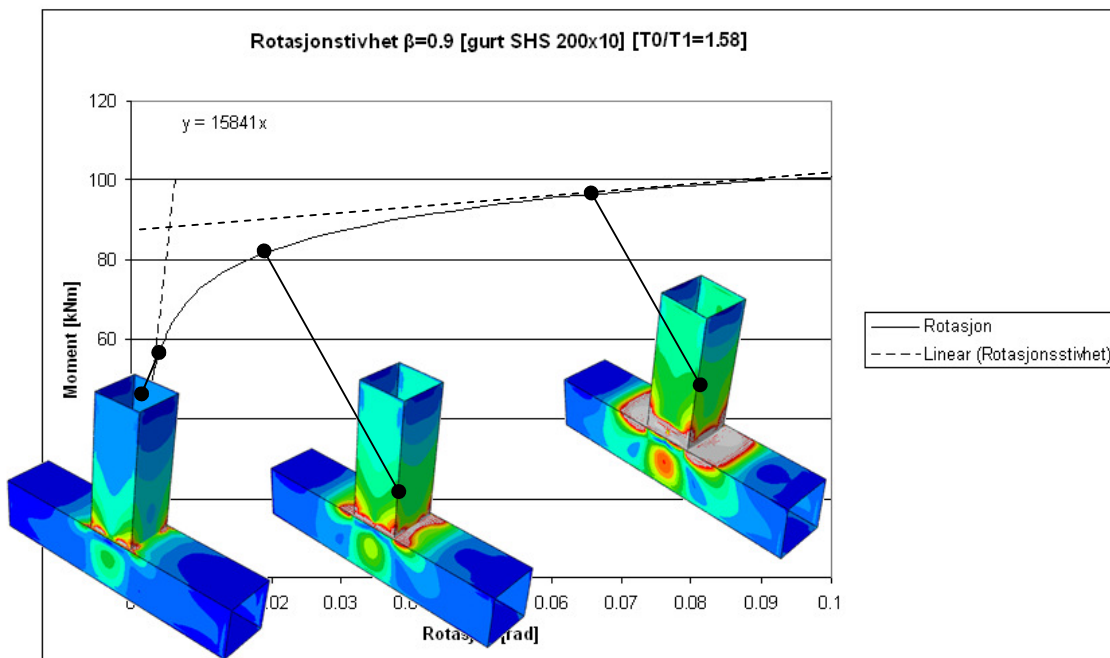


Figur 4-14 $\beta=0.9$ T-knutepunkt [gurt=200x6.3, stav=180x6.3]

Hvis gurtens slankhet i neste tilfelle reduseres ved å øke tykkelsen til gurten, kan knutepunktets rotasjonsstivhet betraktelig økes, se Figur 4-15. Gurtflensens stivhet økes i dette tilfellet betraktelig. Dette kan ses ut fra koeffisienten (2-36), hvor gurtens tykkelse er et dominerende ledd i ligningen. Samtlige komponenter i gurtens steg blir også stivere.

Figur 4-14 viser at den plastiske momentkapasiteten til knutepunktet er omlag 42 kNm. Sammenlignet med [7], gir standarden en dimensjonerende momentkapasitet for gurtens flens

på 40.28 kNm. Det kan ses ut fra moment/rotasjons-relasjonen at kapasiteten stemmer godt overens.



Figur 4-15 T-knutepunkt [gurt SHS200x10 & stav SHS180x6.3] $\beta=0.9$ $t_0/t_1=1.58$

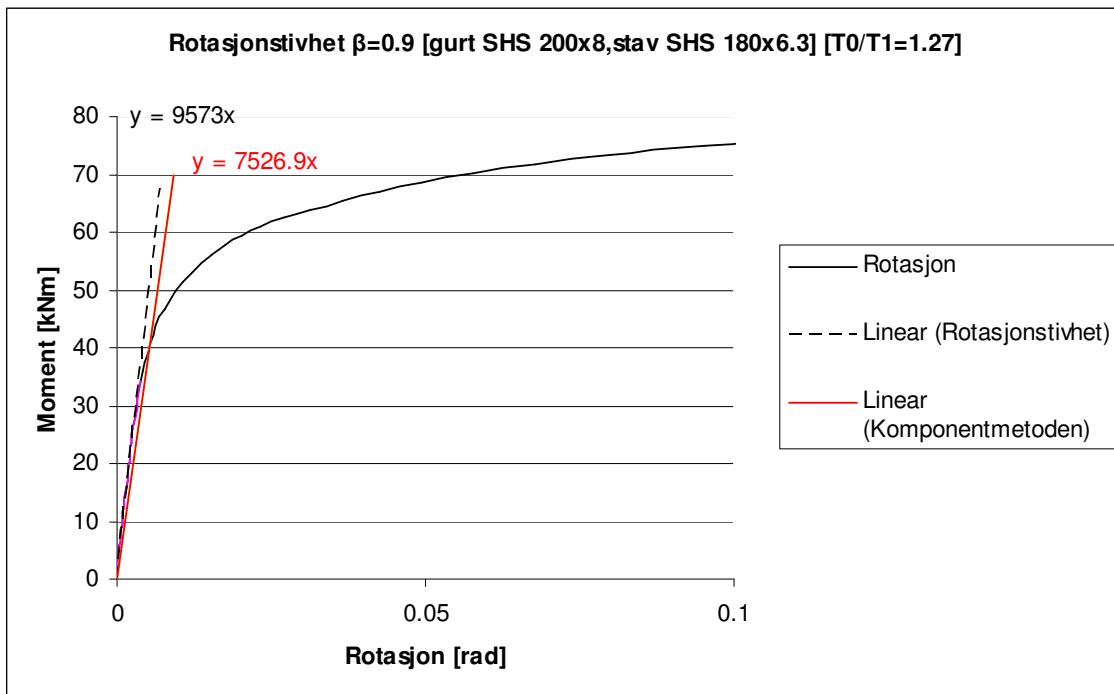
4.5.2 Vurdering mot komponentmetoden ved $\beta=0.9$

Ved å innføre komponenten for bøyning av gurtens flens sammen med komponentene som er benyttet for $\beta=1$, sammenlignes komponentmetoden med resultatene fra de numeriske analysene.

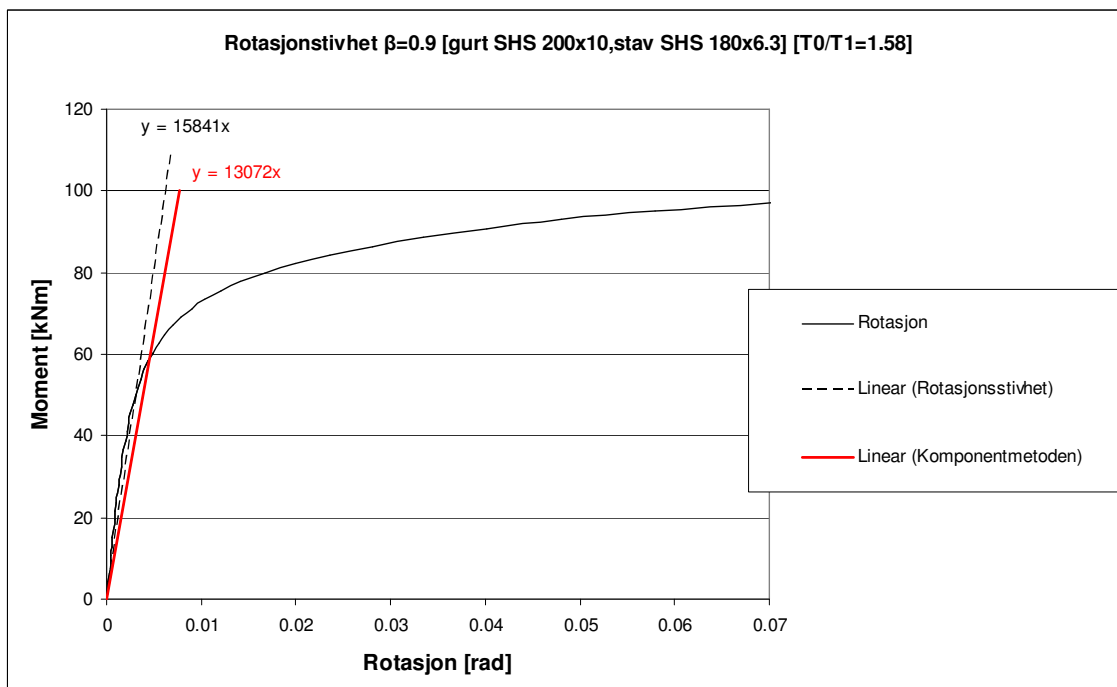
Det observeres ut fra Figur 4-16 og Figur 4-17 at komponentmetoden gir en lavere rotasjonsstivhet enn det målingene fra de numeriske analysene gir. Noe av dette kan forklares med at stivhetskoeffisienten for bøyning av gurtens flens (2-36) er utledet for en leddet plate, mens virkeligheten er heller at platen er kontinuerlig. Av den grunn er gurtens stivhetskoeffisient utledet for en høyere deformasjon enn hva som er realistisk. Betrakningen medfører at komponentens stivhet er lavere enn hva den vil være i virkeligheten.

Det indre arbeidet av platen er derimot betraktet som for en fast innspent, siden flytelinjene langs rendene er inkludert. Noe av fleksibiliteten er da ivaretatt i komponenten ved at den effektive lengden til komponenten blir lenger.

Til tross for at komponentmetoden gir en lavere rotasjonsstivhet, er ikke avviket større enn 20 % som i denne oppgaven betraktes å være akseptabelt. Det skal tas i befatning at det også er et avvik i stivhetskomponentene i gurtens sidevegg. Fra resultatene i Figur 4-10 og Figur 4-11 for $\beta=1$ knutepunktet er det påvist at komponentene som inngår i gurtens steg gir en lavere rotasjonsstivhet. Dermed er det ikke uforutsett at avviket blir større når disse summeres i serie med gurtflensens stivhetskomponenter.



Figur 4-16 T-knutepunkt [gurt=200x8, stav=180x6.3] $\beta=0.9$



Figur 4-17 T-knutepunkt [gurt=200x10, stav=180x6.3] $\beta=0.9$

En oppsummering av resultatene for rotasjonsstivheten ved $\beta=0.9$ er vist i Tabell 4-11. Hvis det foretas en sammenligning mellom resultatene i Tabell 4-11 og Tabell 4-10 for $\beta=1$ geometrien, kan det observeres at rotasjonsstivheten er betraktelig redusert ved $\beta=0.9$ knutepunktet. Når tykkelsesforholdet er 1, vil en reduksjon i rotasjonsstivheten svare til 50 % av den for $\beta=1$. Hvis gurtens slankhet reduseres vil rotasjonsstivheten til $\beta=0.9$ knutepunktet bare svare til 1/3 av den som $\beta=1$ utgir. Dette viser at økningen i rotasjonsstivheten ikke er proporsjonal for disse geometriene.

Høy rotasjonsstivhet kan oppnås, hvis gurtens tykkelse økes. Gurtflensens platefelt vil reduseres noe i dette tilfellet, samtidig som stivhetskoeffisienten blir høyere. En konsekvens av det økte tverrsnittsarealet medfører at komponentene i gurtens steg også blir stivere. Dermed kan en høy rotasjonsstivhet oppnås hvis det tas hensyn til gurtens slankhet.

Knutepunkt $\beta=0.9$	t_0/t_1	Rotasjonsstivheten FEA ABAQUS [kNm/rad]	Rotasjonsstivheten komponentmetoden [kNm/rad]	Plastisk momentkapasitet [kNm]	EC3 Momentkapasitet	Feilmode
gurt=200x6.3& stav=180x6.3	1	8132 kNm/rad	6410	45 kNm	40 kNm	Gurtens flens
gurt=200x8& stav=180x6.3	1.27	9573 kNm/rad	7526	60 kNm	55 kNm	Gurtens flens v
gurt=200x10& stav=180x6.3	1.58	15841 kNm/rad	13072	88 kNm	86 kNm	Gurtens flens

Tabell 4-11 $\beta=0.9$ knutepunktets hovedparametere

Det kan ses ut fra Tabell 4-11 at kapasitetene samsvarer godt med kapasitetene som Eurokode gir. Det observeres at knutepunktets feilmode forekommer i gurtens flens, selv om knutepunktets β -verdi er høy. Avviket fra realiteten i dette tilfellet er at sveisen ikke er inkludert, som forandrer lastoverføringsbildet. I tilfellet sveisen overlapper gurtens sidevegg, kan det forventes at en større del av kraftoverføringen forekommer i gurtens steg. Av den grunn er det ikke uforutsett at feilmoden inntre i gurtens sidevegg.

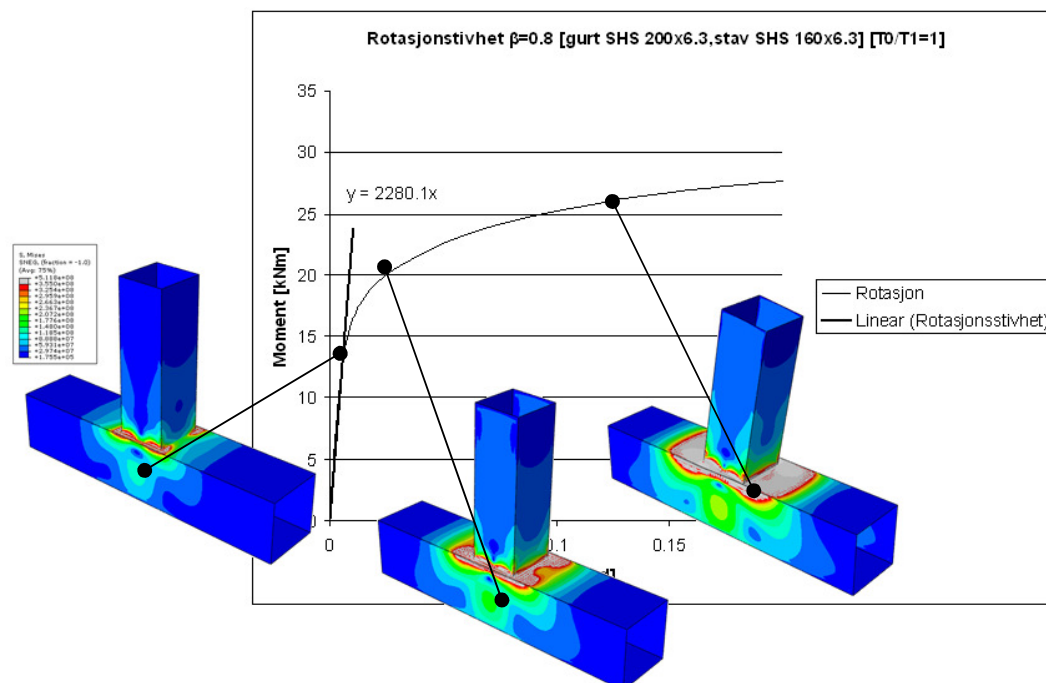
Intuitivt kan det ut fra dette sies at for samtlige geometriske parametere under $\beta=0.9$ vil feilmoden også inntre i gurtens flens.

4.5.3 T-knutepunktet når $\beta \leq 0.8$

En konsekvens av en ytterligere reduksjon i knutepunktets β -verdi er at kraftparet fra staven øker gurtflensens feltdeformasjon, se Figur 4-19. Kraftoverføringen i knutepunktet forekommer primært gjennom gurtens flens, hvor spenningsinitieringen starter og forblir høy gjennom knutepunktets lastsyklus. Det observeres at spenningsnivået i de resterende deler av knutepunktet er lavt, hvor flytespenninger i hovedsak forekommer i gurtflensen.

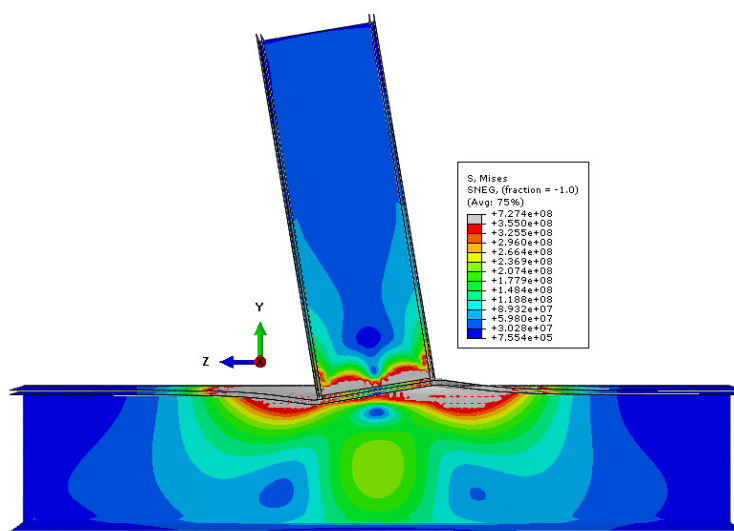
Spenningskonsentrasjonene vil i hovedsak først oppstå langs stavens høyde (h_1), hvor spenningene deretter i hovedsak fordeles ut over gurtens flens. Membraneffekten i aksial retning medfører at knutepunktet oppnår en høyere kapasitet, når plastifiseringen og større spenningskonsentrasjoner inntre vil knutepunktet dra nytte av denne effekten.

Ut fra spenningsfordelingen kan det ses at stivheten til gurtens flens er av størst betydning for knutepunktets rotasjonsstivhet. Rotasjonsstivheten for geometrien på Figur 4-18 utgjør ikke mer enn 28 % av den rotasjonsstivheten som $\beta=0.9$ knutepunktet på Figur 4-14 gir. Dette viser at det blir bortimot 70 % reduksjon i rotasjonsstivheten når knutepunktet med lik gurt og tykkelse reduseres fra $\beta=0.9$ til $\beta=0.8$.



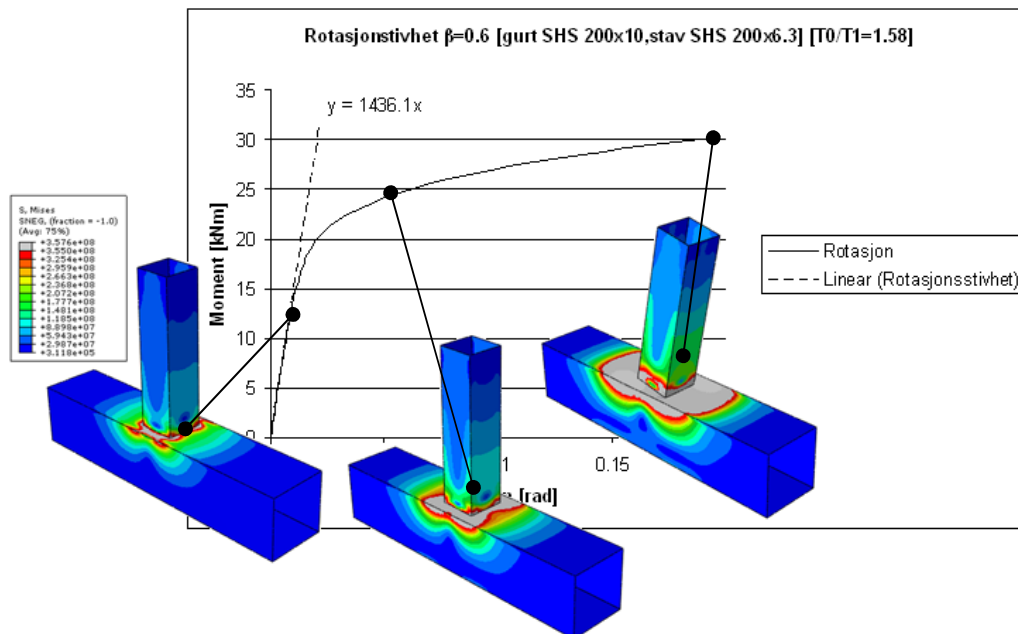
Figur 4-18 T-knutepunkt [gurt SHS200x6.3 & stav SHS160x6.3] $\beta=0.8$ & $t_0/t_1=1$

Figur 4-19 viser gurtflensens dominerende deformasjon i forhold til de andre komponentene som er til stede i knutepunktet.



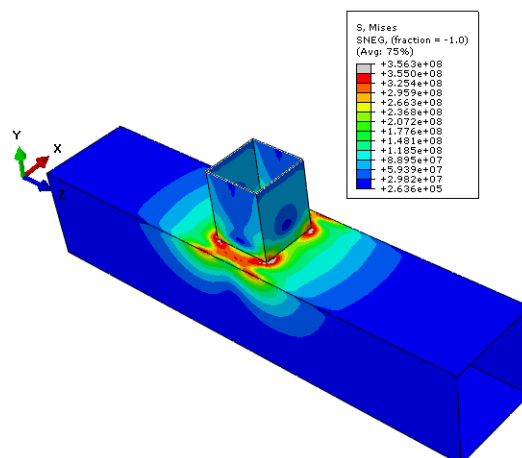
Figur 4-19 Snitt gjennom gurtens lengdeakse

Ut fra spenningsfordelingen på Figur 4-18 kan det observeres at flyt aldri vil inntreffe i gurtens steg, hvor spenningsene forblir moderate over hele lastsyklusen. Det observeres videre at innvirkningen fra gurtens og stavens rotasjon er liten på systemets totale deformasjon, som i hovedsak skyldes knutepunktets fleksibilitet. Tilfellet er det samme for samtlige knutepunkt med en β -verdi under 0.8. Ved å redusere β -verdien ytterligere vil bare medføre en reduksjon i rotasjonsstivheten, se Figur 4-20. Bruddforløpet til knutepunktet vil ikke endres.



Figur 4-20 T-knutepunkt [gurt SHS200x10 & stav SHS120x6.3 $\beta=0.6$ $t_0/t_1=1.58$]

Spenningsinitieringen for $\beta=0.6$ knutepunktet forekommer rundt stavens hjørner se Figur 4-21, hvor det videre fordeles til gurtens flens rundt stavinnfestningen. Spenningsutviklingen forekommer videre utover gurtflensen hvor flytesonen langs gurtens lengdeakse utvikles ytterligere i den plastiske delen av lastsyklusen. Membraneffekten medfører til at den plastiske momentkapasiteten til knutepunktet stiger til omtrent 25 kNm.



Figur 4-21 T-knutepunkt [gurt SHS200x10 & stav SHS120x6.3] initiering av flyt

Rotasjonsstivhet av sveiste T-knutepunkter, sammensatt av kvadratiske hulprofiler utsatt for i-planet bøyning

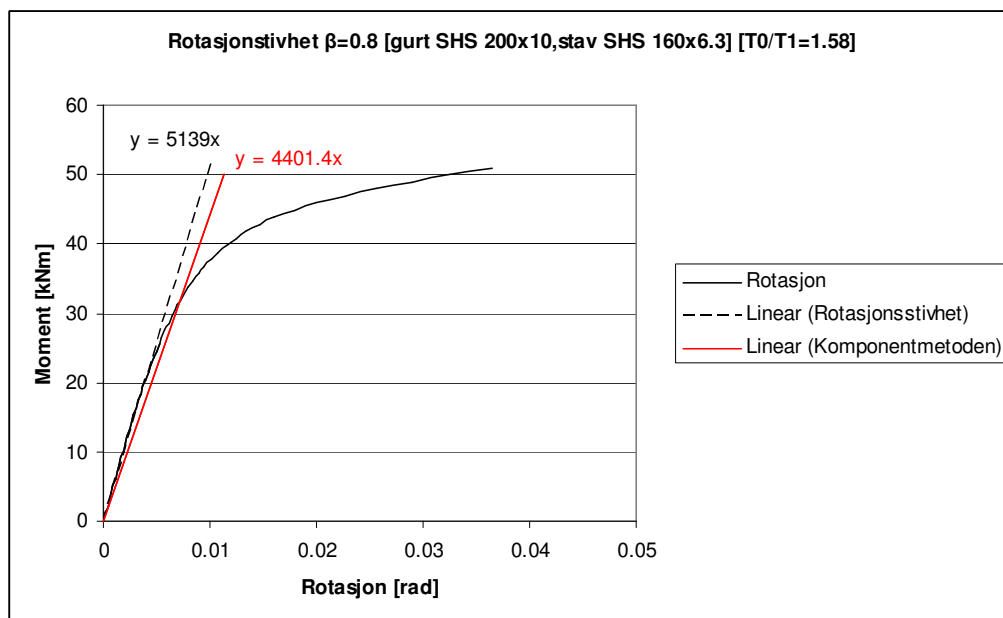
Det kan generelt observeres at knutepunktets oppførsel er veldig lik når knutepunktsparemetoden avtar fra $\beta \leq 0.8$. På grunn av lavere β -verdi, vil gurtflensens feltdeformasjon økes og dermed vil også rotasjonsstivheten avta. Dette kan med intuisjon sies å gjelde for samtlige $\beta \leq 0.8$ geometrier, uten at en trenger å foreta ytterligere analyser.

4.5.4 Vurdering mot komponentmetoden ved $\beta \leq 0.8$

En følge av at gurtflensens stivhetskomponeent blir ytterligere redusert er at koeffisienten i gurtens steg blir mye høyere enn koeffisienten for gurtens flens. Det observeres fra komponentmetoden at innvirkningen fra komponentene i gurtens sidevegg er neglisjerbare når knutepunktsparemetoden er $\beta=0.6$. Rotasjonsstivheten forblir så å si lik, uansett om koeffisientene velges å settes uendelig stive eller tas med.

Ved $\beta=0.8$ vil tilfellet være litt annerledes, koeffisientene i steget er høye i forhold til gurtens flens men de er ikke neglisjerbare. I tilfellet på Figur 4-22 vil komponentmetoden gi omtrent 14 % høyere rotasjonsstivhet om koeffisienten i gurtens sidevegg velges å neglisjeres. Som medfører at komponentmetoden gir tilnærmet eksakt resultat som de numeriske analysene gjør. Dette anses å være en feil framtrede siden avviket viser at komponentene har innflytelse på rotasjonsstivheten, samtidig som det er forutsett i utledningene at gurtflensens stivhetskomponeent er mindre stiv.

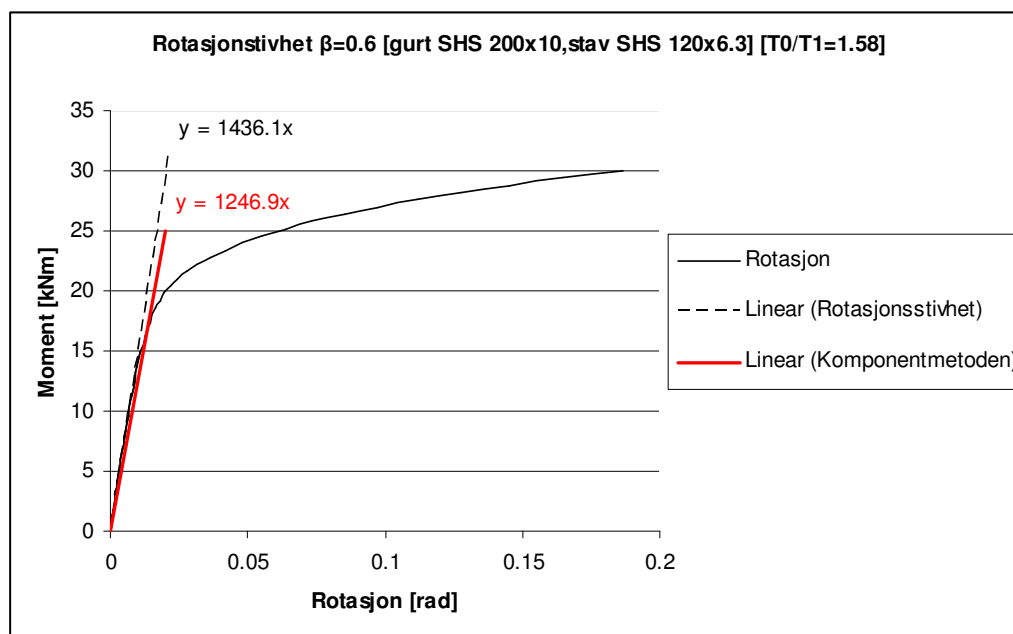
Dermed er det tatt hensyn til komponenten som opptrer i gurtens sidevegg på Figur 4-22, som viser en lavere rotasjonsstivhet enn hva Abaqus resultatene gjør.



Figur 4-22 $\beta=0.8$ T-knutepunkt [gurt=200x10, stav=180x6.3]

Selv om komponentene som inngår i gurtens steg er høge vil avviket fremdeles skyldes fleksibiliteten i gurtens flens. Årsaken er fremdeles den samme som for $\beta=0.9$, hvor stivhetskompontenten er utledet for en leddet plate og ikke en fast innspent. Dette ses å være hovedårsaken til samtlige avviket for knutepunktsgemetrien $\beta < 1$.

Det prosentvise avviket for $\beta=0.8$ og $\beta=0.6$ vist på Figur 4-23 tilsvarer omtrent 15 %, noe som er akseptabelt med hensyn til de kriteriene som vi har satt i denne oppgaven.

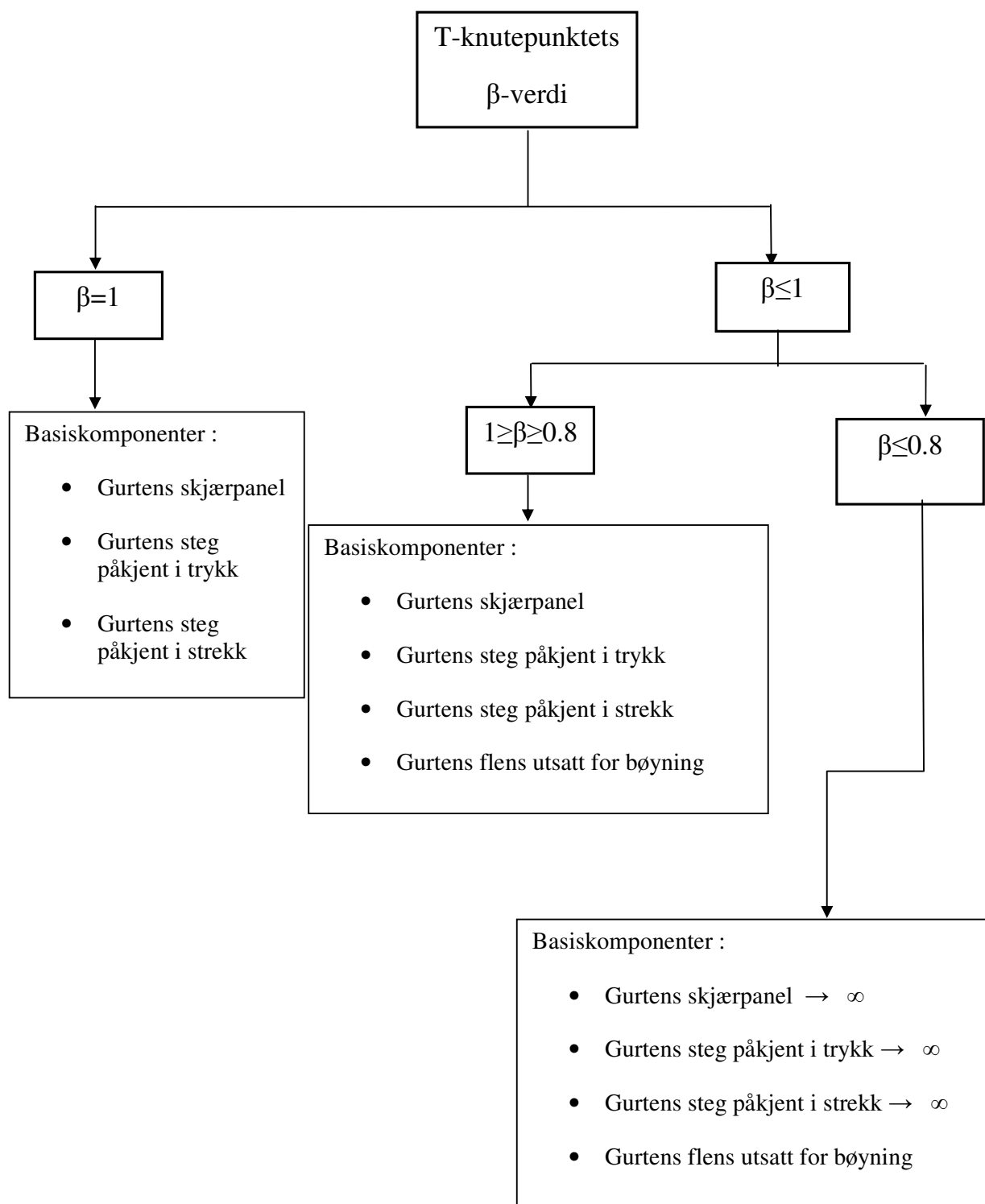


Figur 4-23 $\beta=0.6$ T-knutepunkt [gurt=200x10, stav=120x6.3]

4.5.5 Flytdiagram for beregning av rotasjonsstivheten med komponentmetoden

Flytdiagrammet på Figur 4-24 viser hvilke stivhetskoeffisienter som ved beregning skal tas hensyn til. For $\beta=1$ går komponentene fra stivhetsmodellen på Figur 2-37 igjen, hvor samtlige komponenter er av betydning for knutepunktets rotasjonsstivhet. Er knutepunktets geometri i området $1 \geq \beta \geq 0.6$ skal koeffisienten for gurtens flens utsatt for bøyning tas med i tillegg til de som er tatt med for $\beta=1$.

For T-knutepunkt med $\beta \leq 0.6$ er stivhetskoeffisienten for gurtens flens veldig fleksibel i forhold til de resterende, koeffisienten for gurtens steg påkjent i trykk og strekk samt skjærpanelets kan settes uendelig. Forslaget i flytdiagrammet er underbygget ved å studere tilfellene for $\beta=0.8$ og $\beta=0.6$ knutepunktet. Det kan da videre sies med intuisjon å gjelde for samtlige $\beta \leq 0.8$ geometrier, siden deformasjonen av gurtens flens øker ved lavere β -verdi. Følgende av dette er da at komponentens stivhet reduseres og dermed knutepunktets rotasjonsstivhet.



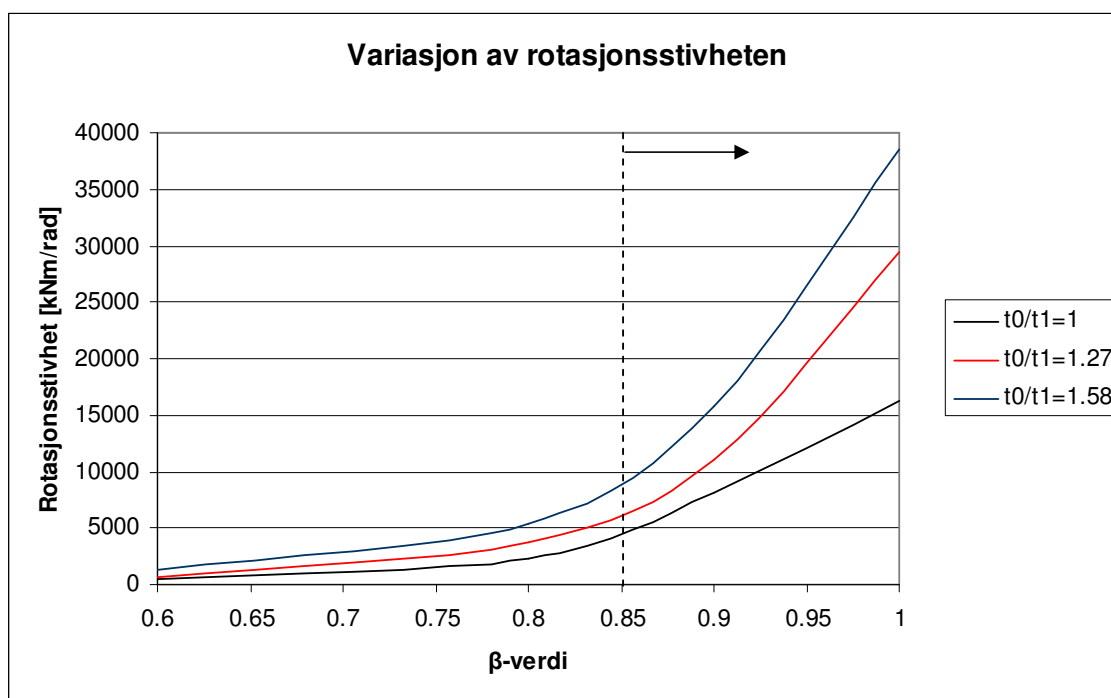
Figur 4-24 Basiskomponenter

Det presiseres at flytdiagrammet bare gjelder for de utledede stivhetskomponentene i oppgaven, siden flytdiagrammet er bestemt ut fra deres formuleringer.

4.6 Anbefaling med hensyn til lastbæring og rotasjonsstivhet

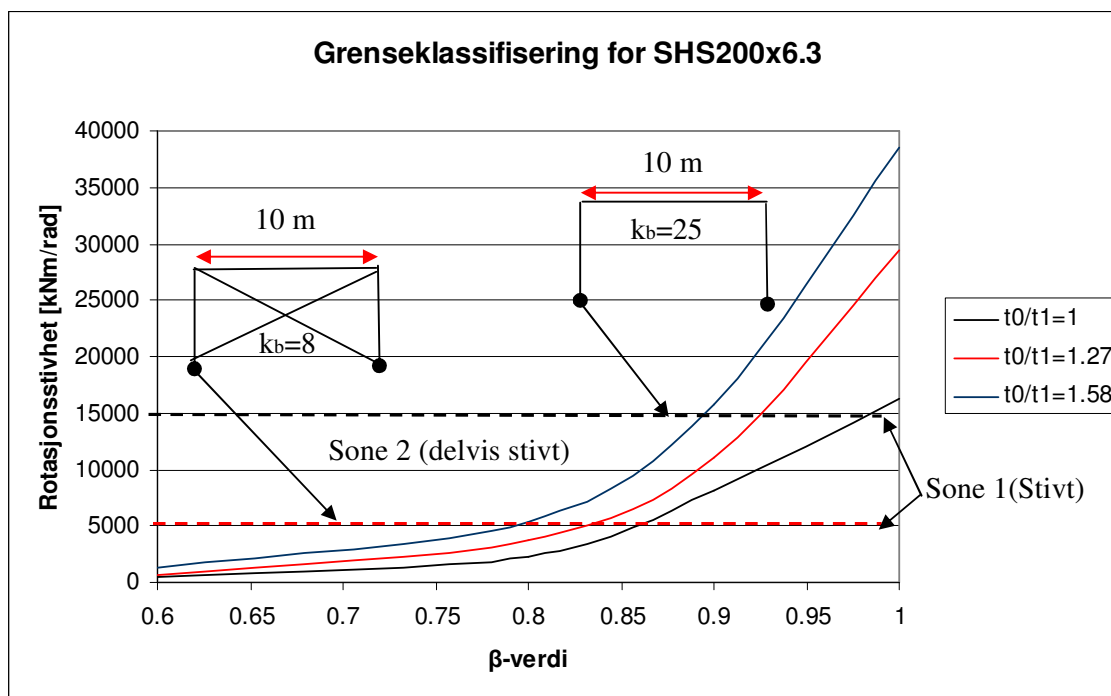
Figur 4-25 viser ut fra analysene hvordan rotasjonsstivheten varierer med knutepunktets β -verdi. De tre forskjellige kurvene illustrerer tykkelsesforholdet til knutepunktet, når gurtens slankhet er redusert. I denne oppgaven er bare gurtens tykkelse økt, mens stavens geometri er beholdt.

Det ses klart og tydelig ut fra Figur 4-25 at knutepunktets rotasjonsstivhet øker tilnærmet eksponentielt når knutepunktets β -verdi økes fra 0.8 mot 1. Kurvene viser at knutepunktstypen vil for samtlige geometrier ha en viss rotasjonsstivhet, men at knutepunktet er veldig fleksibelt for lave β -verdier. Proporsjonalt med økningen i β -verdien vil betydningen av tykkelsesforhold også øke, mens ved lave β -verdier vil betydningen av økningen i gurtens tykkelse være liten. Skal knutepunkter dimensjoneres som rotasjonsstivt, bør knutepunktet i henhold til Figur 4-25 ha en høy β -verdi. En enkel forutsetning kan være å designe knutepunktet med en β -verdi over 0.85, hvis det er behov.



Figur 4-25 Variasjon av rotasjonsstivhet

For at knutepunktet skal klassifiseres som leddet, delvis stiv eller fullt stiv må rammeverkets geometri være kjent slik det er beskrevet i kapittel 2.2.3.



Figur 4-26 Soneklassifisering for portalramme

Eksempelvis for en uavstivet og avstivet portalramme hvor senteravstanden mellom søylene er 10m vil grensene for sone 1 (stivt knutepunkt) være ulike, se Figur 4-26. Benyttet stav i dette tilfellet er en SHS-200x6.3 profil. Hvis rammen har et avstivningsystem som reduserer den horisontale forskyvningen med minst 80 % vil kriteriet for sone 1 være lavere enn hvis rammen er uavstivet. For en uavstivet ramme hvor knutepunktets tykkelsesforhold er 1 må knutepunktet ha en $\beta=1$ skal det klassifiseres som fullt stivt. Er rammen derimot avstivet vil kriteriet for rotasjonsstivheten være mindre. Kriteriet for et stivt knutepunkt vil i det tilfellet da være at β -verdien er over eller lik 0.85, for tilsvarende tykkelsesforhold. Under grensene for disse rammetyperne vil knutepunktet klassifiseres som delvis stivt.

Det vises til at soneklassifiseringen av knutepunktet bare er mulig hvis rammegeometrien er kjent. Det observeres også at koeffisienten k_b for uavstivet ramme setter kriteriet for sone 1 høgt, siden samtlige β -verdier under 1 med $t_0/t_1=1$ klassifiseres i dette tilfellet som delvis stive. I tilfellet staven hadde vært kortere i dette tilfellet, ville samtlige knutepunkter med $t_0/t_1=1$ vært klassifisert som delvis stive. Årsaken er at en forventer at knutepunktsrotasjon vil være større i forhold til stavens siden staven spenn er kortere, dermed blir kriteriet for et stivt knutepunkt også høgere.

Observasjonen fra kurven viser også at ingen knutepunkter faller innen sone 3, eller at de er leddete forbindelser. Dette ses ut fra kriteriet som er presentert i kapittel 2.2.3, hvor de fleste forbindelser vil klassifiseres som delvis stive. Dette gjenkjennes også fra spekteret for soneinndelingen på Figur 2-5, hvor den største delen faller innenfor sone 2.

Faktumet er at rotasjonsstivheten til T-knutepunktet bør evalueres i de fleste tilfeller, siden den ofte faller mellom disse to ytterpunkter.

4.7 Sammenligning med koeffisientmetoden

Forsøk som er utført ved Universitetet i Karlsruhe er gjenspeilet ved ulike koeffisientkurver [17]. Kurvene er utarbeidet for at rotasjonsstivheten skal kunne bestemmes med hensyn til ulike knutepunktsparemetere. Ut fra kurven kan rotasjonsstivheten bestemmes med følgende formulering:

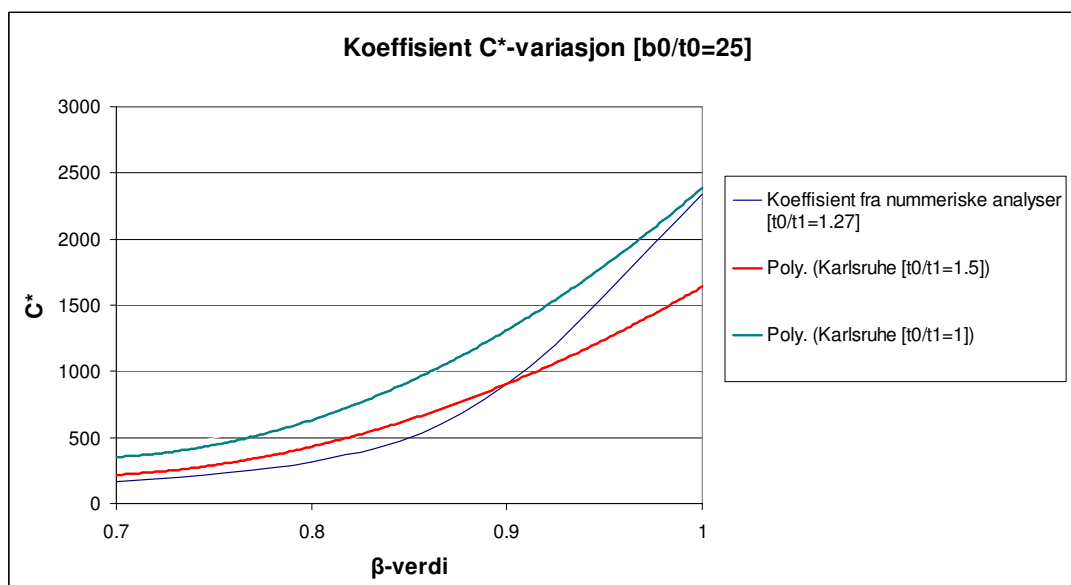
$$S_j = \frac{E \cdot t_0^3 \cdot C^*}{12 \cdot (1 - \mu)} \quad (4-8)$$

Hvor C^* svarer til koeffisienten vist i Figur 4-27, mens μ er Poissons tall.

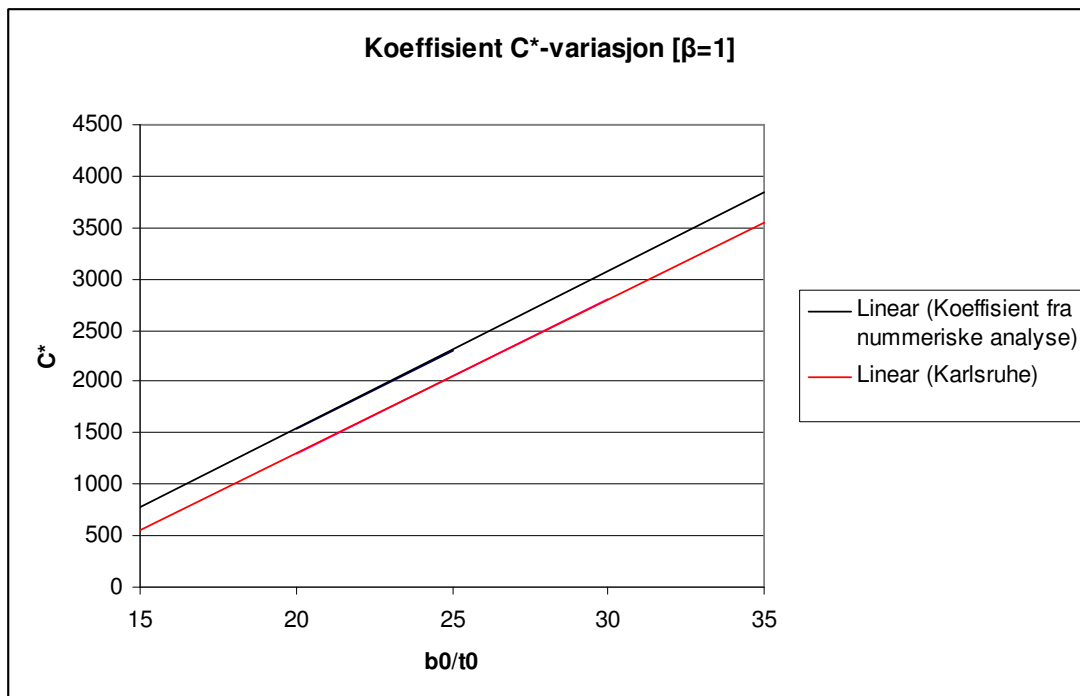
Forskjellen mellom den numeriske analysene og forsøkene ligger i at kurvene i henhold til [17] baseres på systemets totale deformasjon. Med andre ord så er ikke gurtens og stavens deformasjon blitt fratrukket i rotasjonsmålingene. Målingene vil dermed ikke representere knutepunktet, men hele systemet. Dette kan ses ut fra Figur 4-27, hvor koeffisienten fra de numeriske analysen øker fortere i området $0.85 \leq \beta \leq 1$ enn fra laboratorieforsøkene. I dette området er det spesielt viktig å ta hensyn til gurtens og stavens rotasjon, siden deres deformasjon utgjør en stor del av systemets totale rotasjon.

Ved lave β -verdier derimot, vil deformasjonen fra knutepunktet være dominerende i forhold til gurtens og stavens. Av den grunn vil kurvene være mer representative for knutepunktet ved lave β -verdier, mens de er feil når knutepunktstivheten øker med β -verdien.

Figur 4-27 viser hvordan koeffisienten varierer med hensyn til knutepunktets β -verdi, når gurtens slankhet er konstant ($b_0/t_0=25$). Verdiene fra [17] er ekstrapolert til $\beta=1$ i Figur 4-27.



Figur 4-27 Koeffisientvariasjonen for $b_0/t_0=25$



Figur 4-28 Koeffisientvariasjonen for $\beta=1$

Figur 4-28 viser hvordan koeffisientens variasjon med gurtens slankhet, for $\beta=1$ knutepunktet. Det ses ut fra kurven at koeffisienten fra de numeriske analysene er noe høyere, som igjen skyldes en høyere funnet rotasjonsstivhet. Målingene fra de numeriske resultatene er på Figur 2-29 ekstrapolert til å gjenspeile det samme området som verdiene fra [17] gjør.

Det kan intuitivt sies at avviket er større, siden det ikke er tatt hensyn til sveis i analysemodellen, mens sveisens rotmål i laboratorieforsøkene er tilsvarende stavens tykkelse. Dette forandrer lastoverføringsbildet som beskrevet i kapittel 2.4.5, hvor lasten overføres gjennom et større areal, siden sveisens tykkelse kommer i tillegg til stavens.

I tilfellet sveisen rotmål overlapper gurtens sidevegg, vil en betydelig del av kraftoverføringen forekomme gjennom gurtens sidevegg selv om knutepunktet har en β under 1.

5 Konklusjon

Hovedfokuset i denne oppgaven har vært å utvikle en komponentmetode for beregning av rotasjonsstivhet når T-knutepunkt sammensatt av hulprofiler er utsatt for bøyning i-planet. Siden det ikke eksisterer noe form for standardisert fremgangsmåte på dette området, ligger oppgavens hovedtyngde i komponentformuleringen som danner forståelsen rundt knutepunktets rotasjonsstivhet.

Teorien som er benyttet i utledningene baserer seg i hovedsak på plastisitet og enhetslastmetoden, hvor tankegangen er inspirert fra [24]. De foretatte betraktninger er i hovedsak knyttet mot Eurokoden [7] og [9]. Evalueringen av komponentmetoden er gjort på grunnlaget av elementanalyseprogrammet ABAQUS, hvor resultatene fra konvergenstudien er benyttet til å bestemme elementinndelingen i modellen. Det presiseres at modellusikkerhet er til stede, selv om kalibreringen er utført mot forsøk. Dette vil være årsaken til en del avvik og usikkerhet fra komponentmetoden.

Generelt kan det sies at det er komplisert å bestemme rotasjonsstivheten til et knutepunkt. Målet er at rotasjonsstivheten beregnet etter komponentmetoden ikke skal avvike for mye fra den faktiske stivheten. Kravet er at avviket verken skal gi for høy eller for lav stivhet. Ut fra dette kan en da heller ikke foreta konservative betraktninger i formuleringene av stivhetskoeffisientene, siden en da risikerer å få for lav rotasjonsstivhet. Derfor må det utarbeides en toleranse for hvor mye en kan tillate seg å avvike fra den virkelige rotasjonsstivheten til knutepunktet. Ut fra de kriteriene og toleransene som er satt i denne oppgaven gir den utledede komponentmetoden tilfredstillende resultater både for $\beta=1$ og $\beta\leq 1$, selv om optimaliseringsmuligheten er til stede.

Optimaliseringsmulighetene inkluderer at stivhetskompenten for gurtens flens formuleres for en fast innspent plate, hvor det da også tas hensyn til støttemomentene som virker over gurtens sidevegg. I dette tilfellet bør den idealiserte flytemodellen i Figur 2-30 endres, hvor en da også har flytelinjer langs rendene. Betraktningen for den effektive bredden for komponenten når gurtens steg er påkjent i trykk og strekk er mest illustrativ for H og I profiler, som kan sies å være grov for kvadratiske og rektangulære huleprofiler.

Generelt vil komponentmetoden som er utledet i denne oppgaven gi en god indikasjon på knutepunktets rotasjonsstivhet. For $\beta=1$ knutepunkter er avvikene særdeles små og siden disse knutepunktene oftest forekommer i offshoreindustrien vil det være hensiktsmessig å benytte metoden. Ut fra de sammenlignede geometriene må en forvente å få en litt lavere rotasjonsstivhet enn hva som egentlig er virkeligheten.

De numeriske analysene som er utført viser at knutepunktets β -verdi er av vesentlig betydning for rotasjonsstivheten. Skal knutepunktet designes etter rotasjonsstivhet bør knutepunktsparemetoden være $\beta\geq 0.85$, hvor tiltaket for en ytterligere økning i rotasjonsstivheten er å øke gurtens tykkelse.

Det observeres i oppgaven at de fleste geometrier klassifiseres som delvis stive, hvor grensen for stivt knutepunkt avhenger av rammens geometri og sammensetning. Eurokoden [7] påpeker at det skal tas hensyn til rotasjonsstivheten i et rammeverk når et knutepunkt

klassifiseres som delvis stivt. Av den grunn er standarden mangelfull når T-knutepunktets rotasjonsstivhet skal bestemmes.

Skal eksisterende koeffisientkurver fra [15] til å bestemme knutepunktets rotasjonsstivhet brukes, er det viktig å fratrekke stavens samt gurtens opprinnelige rotasjon. Årsaken er at laboratorieforsøkene fra Karlsruhe [17] som danner grunnlaget for kurvene baseres på systemets totale rotasjon. Dermed vil kurvene gi en lavere rotasjonsstivhet enn det knutepunktet egentlig har.

Siden det er observert i denne oppgaven at stavens og gurtens rotasjon har liten innvirkning på knutepunktets rotasjon ved lave β -verdier, kan kurvene gi hensiktsmessige resultater for fleksible knutepunkter. Det anbefales ikke å benytte kurvene for høye β -verdier.

6 Forslag til videre arbeid

Gjennom arbeidet med denne oppgaven dukket det opp ulike problemstillinger samt alternativer til utledning av komponentmetoden. Dette er grunnen til at ytterligere arbeid og forskning må gjøres skal komponentmetoden standardiseres.

I denne oppgaven er rotasjonsstivheten studert når knutepunktet bare er utsatt for bøyning i planet. I en realistisk situasjon er knutepunktet påkjent med moment både i planet og ut av planet. På grunn av dette vil det være hensiktsmessig å studere problemstillingen ved en interaksjon, samt se hvilke komponenter som spiller inn.

Usikkerheten og avvikene i denne oppgaven bør evalueres nærmere ved flere analyser. Det bør også utledes stivhetskoeffisient for gurtens flens for en fast innspent plate. Ut fra dette kan en eventuelt optimalisere komponentmetoden som er foreslått i denne oppgaven.

Alternativt kan de numeriske analysene utføres ved bruk av solidelementer, hvor en da tar hensyn til sveis og vurderer effekten på rotasjonsstivheten. Det presiseres at modellerings jobben samt beregningstiden til analyseprogrammet da vil være lenger. En bør derfor avgrense forsøksplanen.

Det bør også ses på forskjellen ved å bruke varmformede og kaldformede profiler, og hvilken innvirkning dette har på rotasjonsstivheten til knutepunktet.

7 Referanse:

- [7] NS-EN 1993-1-8:2005+NA:2009 Eurokode 3: Prosjektering av stålkonstruksjoner – Del 1-8: Knutepunkt og forbindelser
- [8] NS-EN 1993-1-1:2005+NA:2008 Eurokode 1: Prosjektering av stålkonstruksjoner – Del 1-1: Allmenne regler og regler for bygninger
- [9] D. Grotmann & G. Sedlacek, Rotational stiffness of welded RHS beam to column joints, Aachen, September 1998, final report no.5BB-8/98
- [10] Analysis and Design of Steel Frames with Semi-Rigid Joints 1992 [First edition] ECCS-Technical Committee 8 – Structural Stability
- [11] J.A Packer, J. Wardenier, X.-L.Zhao, G.J. van der Vegte and Y. Kurobane, CIDECT Design guide 3, for rectangular hollow section (RHS) joints under predominantly static loading 2009 [second edition]
- [12] Tor Erik Hals Konstruksjonsmekanikk, enkel Statikk og Dynamikk med eksempler og oppgaver, andre utgave 1990
- [13] Concept and applications of finite element analysis, fourth edition, Robert D.Cook, University of Wisconsin-Madison
- [14] Innføring I Dimensjonering ved hjelp av Elementmetoden, Hirpa L. Gelgele August 2007
- [15] Handbok for Rautarukki kaldformade konstruksjonsrør, 30.10.1997, ISBN952-5010-23-6
- [16] Abaqus 6.9, Getting Started with Abaqus, Dassault Systems, 2009
- [17] CIDECT 5 AD The development of recommendations for design of welded joints between steel structural hollow sections, 31.12.1983
- [18] Jubb JEM, Redwood RG. Design of joints to box sections. Proc. Conference on industrial Building and Structural Engineer. Institution of Structural Engineers, England 1966.
- [19] Joints in Steel Construction Moment Connections. The Steel Construction Institute, Silwood Park, Published 1995
- [20] ECCS Technical Committee 10, Structural Connections, European Recommendations for the Design of Simple Joints in Steel Structures 2009, Eurocode 3, Part 1-8
- [21] NORSOK STANDARD N-004 Design of steel structurel, rev. 2, October 2004
- [22] NS-EN 1993-1-5 ,2.utgave 2007-07-02, Eurokode 3:Stålkonstruksjoner Del 1-5:Platekonstruksjoner

- [23] Simen.O.Kristensen Enkelttidig strukturelle bjelkesøyleknutepunkt av H- eller I-profiler med boltet endeplateforbindelse utsatt for moment rotert både om bjelkens svake og sterke akse, Masteroppgave, 2010 UIS
- [24] HERON vol.20 1974 no.1 A design method for tension side of statically loaded, bolted beam-to-column connections, P.Zoetemeijer
- [25] The EC3 Classification of joints and alternative proposals, EUROSTEEL 2002, Fernando C. T. Gomes

8 Vedlegg A – Håndberegninger og regneark

- Rotasjonsstivhet ved bruk av komponentmetoden for $\beta=1$ [Mathcad]
- Rotasjonsstivhet ved bruk av komponentmetoden for $\beta\leq 1$ [Mathcad]
- Momentkapasitet ved bruk av Eurokode 3 [Mathcad]
- Koeffisientforhold [Excel]

9 Vedlegg B Diverse kurver

- Kurver fra konvergenstudien
- Utdrag fra laboratorieforsøket i Karlsruhe

Vedlegg A

Rotasjonsstivhet ved bruk av komponentmetoden for $\beta=1$ [Mathcad]

Rotasjonsstivhet av T-knutepunktet ved komponentmetoden

Stivhetskoeffisientene baseres på tabell 2-6

Supplerende standarder benyttet i regnearket er :

NS-EN 1993-1-1:2005+NA:2008 Eurokode 1:

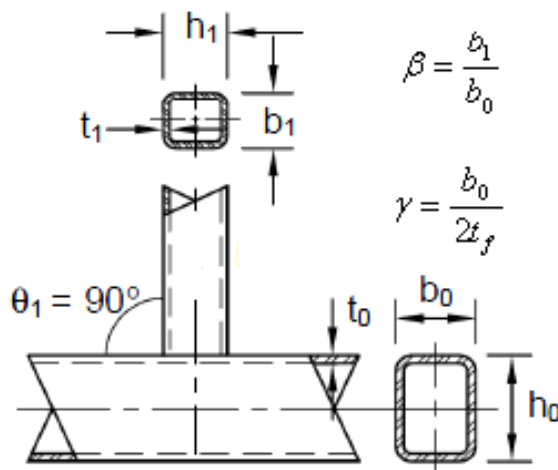
Prosjektering av stålkonstruksjoner

Del 1-1: Allmenne regler og regler for bygninger,

NS-EN 1993-1-5 ,2.utgave 2007-07-02, Eurokode 3:Stålkonstruksjoner Del 1-5:Platekonstruksjoner



Universitetet
i Stavanger



Material

Elastitetsmodul

$$E := 2.1 \cdot 10^5 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

Poissons forholdstall

$$\nu := 0.3$$

Koeffisienter

Skjærkonstant for rektangulært tverrsnitt

$$K_{xz} := 1.2$$

Geometri av varmformede profiler

Gurtens bredde

$$b_0 := 200\text{mm}$$

Gurtens høyde

$$h_0 := 200\text{mm}$$

Gurtens tykkelse

$$t_0 := 10\text{mm}$$

Stavens bredde

$$b_1 := 200\text{mm}$$

Stavens høyde

$$h_1 := 200\text{mm}$$

Stavens tykkelse

$$t_1 := 6.3\text{mm}$$

Gurt profilet indre radius

$$r_i := 1 \cdot t_0 = 10 \cdot \text{mm}$$

Gurt profilet ytre radius

$$r_o := 1.5 \cdot t_0 = 15 \cdot \text{mm}$$

Stav profilet indre radius

$$r_i := 1 \cdot t_1 = 6.3 \cdot \text{mm}$$

Stav profilet ytre radius

$$r_o := 1.5 \cdot t_1 = 9.45 \cdot \text{mm}$$

Gurtens tverrsnittsareal

$$A := \left[(2 \cdot t_0) \cdot (b_0 + h_0 - 2 \cdot t_0) - (4 - \pi) \cdot (r_o^2 - r_i^2) \right] = 7.493 \times 10^3 \cdot \text{mm}^2$$

Skjærbelastet tverrsnitt

$$A_{vc} := \frac{A \cdot h_0}{b_0 + h_0} = 3.746 \times 10^3 \cdot \text{mm}^2$$

Knutepunktets konfigurasjon

Knutepunktsparemeter

$$\beta := \frac{b_1}{b_0} = 1$$

Momentarmen

$$z := h_1 - t_1 = 193.7 \cdot \text{mm}$$

Avstanden fra gurtens sidevegg til kraftparet

$$m := \frac{b_0 - b_1}{2} = 0 \text{ m}$$

Stavens halve bredde

$$n := \frac{b_1}{2} = 0.1 \text{ m}$$

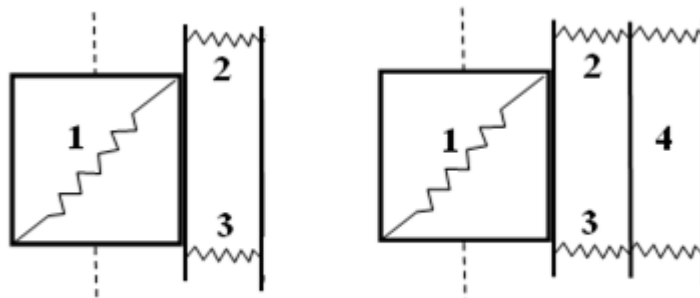
Vinkelen mellom flytelinjene som korresponderer til det minste arbeidet

$$\alpha := \text{atan}(\sqrt{1 - \beta})$$

Forholdstallet mellom stavens høyde og gurtens bredde

$$\eta := \frac{h_1}{b_0}$$

Basiskomponenter i T-knutepunktet [utdrag fra oppgaven]



Figur 2-34 Stivhetsmodell for $\beta=1$ Figur 2-35 Stivhetsmodell for $\beta < 1$

Stivhetskoeffisienter

Skjærpanelets stivhetskoeffisient

$$k_1 := \frac{A_{vc}}{2 \cdot (1 + \nu) \cdot z \cdot K_{XZ}} = 6.199 \cdot \text{mm}$$

Effektiv lengde for gurt ved bøying

$$l_{\text{eff}} := b_0 \cdot \left(2 \cdot \sqrt{1 - \beta} + \eta + \frac{1 - \beta}{2\eta} \right) = 200 \cdot \text{mm}$$

Flensgurtens stivhet ved bøying

$$k_2 := \begin{cases} \infty \cdot \text{mm} & \text{if } \beta = 1 \\ \left[\frac{8 \cdot l_{\text{eff}} \cdot t_0^3}{(b_1 - b_0)^3} \right] \cdot \frac{1}{2 + \frac{6 \cdot b_1}{b_1 - b_0}} & \text{otherwise} \end{cases}$$

Effektiv bredde ved $\beta=1$

$$b_{\text{eff}} := \begin{cases} (t_1 + 5 \cdot r_0) & \text{if } \beta = 1 \\ \left[0.7 \cdot \left(\frac{b_0 + b_0 \cdot \beta}{2 \cdot \tan(\alpha)} + \frac{b_1}{2} \right) \right] & \text{if } \beta < 1 \end{cases}$$

$$k_3 := \frac{8t_0 \cdot b_{\text{eff}}}{h_0 - 2 \cdot r_0} = 38.26 \cdot \text{mm}$$

$$k_4 := \frac{8t_0 \cdot b_{\text{eff}}}{h_0 - 2 \cdot r_0} = 38.3 \cdot \text{mm}$$

$$S_j := \frac{E \cdot z^2}{\left(\frac{1}{k_1} \right) + 2 \left(\frac{1}{k_2} \right) + \left(\frac{1}{k_3} \right) + \left(\frac{1}{k_4} \right)} = 3.689 \times 10^4 \cdot \frac{\text{kN} \cdot \text{m}}{\text{rad}}$$

Rotasjonsstivhet av T-knutepunktet ved komponentmetoden

Stivhetskoeffisientene baseres på tabell 2-6

Supplerende standarder benyttet i regnearket er :

NS-EN 1993-1-1:2005+NA:2008 Eurokode 1:

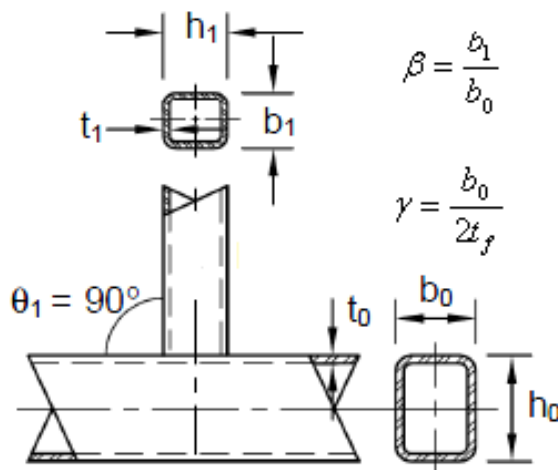
Prosjektering av stålkonstruksjoner

Del 1-1: Allmenne regler og regler for bygninger,

NS-EN 1993-1-5 ,2.utgave 2007-07-02, Eurokode 3:Stålkonstruksjoner Del 1-5:Platekonstruksjoner



Universitetet
i Stavanger



Material

Elastitetsmodul

$$E := 2.1 \cdot 10^5 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

Poissons forholdstall

$$\nu := 0.3$$

Koeffisienter

Skjærkonstant for rektangulært tverrsnitt

$$K_{xz} := 1.2$$

Geometri av varmformede profiler

Gurtens bredde

$$b_0 := 200\text{mm}$$

Gurtens høyde

$$h_0 := 200\text{mm}$$

Gurtens tykkelse

$$t_0 := 8\text{mm}$$

Stavens bredde

$$b_1 := 200\text{mm}$$

Stavens høyde

$$h_1 := 200\text{mm}$$

Stavens tykkelse

$$t_1 := 6.3\text{mm}$$

Gurt profilet indre radius

$$r_i := 1 \cdot t_0 = 8 \cdot \text{mm}$$

Gurt profilet ytre radius

$$r_o := 1.5 \cdot t_0 = 12 \cdot \text{mm}$$

Stav profilet indre radius

$$r_i := 1 \cdot t_1 = 6.3 \cdot \text{mm}$$

Stav profilet ytre radius

$$r_o := 1.5 \cdot t_1 = 9.45 \cdot \text{mm}$$

Gurtens tverrsnittsareal

$$A := \left[(2 \cdot t_0) \cdot (b_0 + h_0 - 2 \cdot t_0) - (4 - \pi) \cdot (r_o^2 - r_i^2) \right] = 6.075 \times 10^3 \cdot \text{mm}^2$$

Skjærbelastet tverrsnitt

$$A_{vc} := \frac{A \cdot h_0}{b_0 + h_0} = 3.038 \times 10^3 \cdot \text{mm}^2$$

Knutepunktets konfigurasjon

Knutepunktsparemeter

$$\beta := \frac{b_1}{b_0} = 1$$

Momentarmen

$$z := h_1 - t_1 = 193.7 \cdot \text{mm}$$

Avstanden fra gurtens sidevegg til kraftparet

$$m := \frac{b_0 - b_1}{2} = 0 \text{ m}$$

Stavens halve bredde

$$n := \frac{b_1}{2} = 0.1 \text{ m}$$

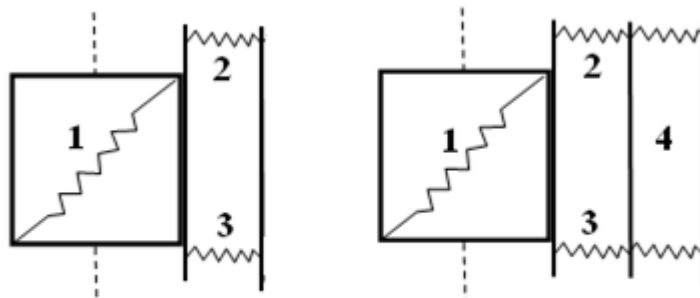
Vinkelen mellom flytelinjene som korresponderer til det minste arbeidet

$$\alpha := \text{atan}(\sqrt{1 - \beta})$$

Forholdstallet mellom stavens høyde og gurtens bredde

$$\eta := \frac{h_1}{b_0}$$

Basiskomponenter i T-knutepunktet [utdrag fra oppgaven]



Figur 2-34 Stivhetsmodell for $\beta=1$ Figur 2-35 Stivhetsmodell for $\beta < 1$

Stivhetskoeffisienter

Skjærpanelets stivhetskoeffisient

$$k_1 := \frac{A_{vc}}{2 \cdot (1 + \nu) \cdot z \cdot K_{XZ}} = 5.026 \cdot \text{mm}$$

Effektiv lengde for gurt ved bøying

$$l_{\text{eff}} := b_0 \cdot \left(2 \cdot \sqrt{1 - \beta} + \eta + \frac{1 - \beta}{2\eta} \right) = 200 \cdot \text{mm}$$

Flensgurtens stivhet ved bøying

$$k_2 := \begin{cases} \infty \cdot \text{mm} & \text{if } \beta = 1 \\ \left[\frac{8 \cdot l_{\text{eff}} \cdot t_0^3}{(b_1 - b_0)^3} \right] \cdot \frac{1}{2 + \frac{6 \cdot b_1}{b_1 - b_0}} & \text{otherwise} \end{cases}$$

Effektiv bredde ved $\beta=1$

$$b_{\text{eff}} := \begin{cases} (t_1 + 5 \cdot r_0) & \text{if } \beta = 1 \\ \left[0.7 \cdot \left(\frac{b_0 + b_0 \cdot \beta}{2 \cdot \tan(\alpha)} + \frac{b_1}{2} \right) \right] & \text{if } \beta < 1 \end{cases}$$

$$k_3 := \frac{8t_0 \cdot b_{\text{eff}}}{h_0 - 2 \cdot r_0} = 24.11 \cdot \text{mm}$$

$$k_4 := \frac{8t_0 \cdot b_{\text{eff}}}{h_0 - 2 \cdot r_0} = 24.1 \cdot \text{mm}$$

$$S_j := \frac{E \cdot z^2}{\left(\frac{1}{k_1} \right) + 2 \left(\frac{1}{k_2} \right) + \left(\frac{1}{k_3} \right) + \left(\frac{1}{k_4} \right)} = 2.795 \times 10^4 \cdot \frac{\text{kN} \cdot \text{m}}{\text{rad}}$$

Vedlegg A

Rotasjonsstivhet ved bruk av komponentmetoden for $\beta \leq 1$ [Mathcad]]

Rotasjonsstivhet av T-knutepunktet ved komponentmetoden

Stivhetskoeffisientene baseres på tabell 2-6

Supplerende standarder benyttet i regnearket er :

NS-EN 1993-1-1:2005+NA:2008 Eurokode 1:

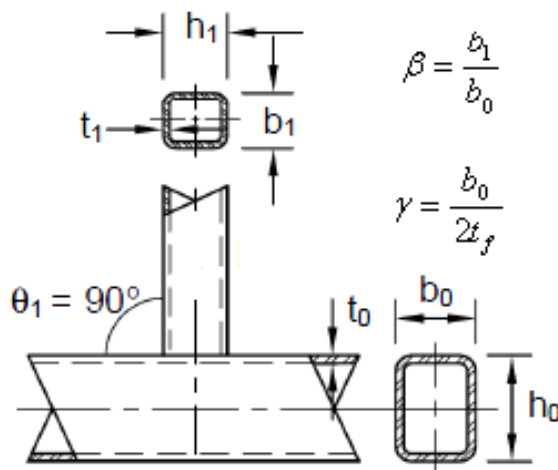
Prosjektering av stålkonstruksjoner

Del 1-1: Allmenne regler og regler for bygninger,

NS-EN 1993-1-5 ,2.utgave 2007-07-02, Eurokode 3:Stålkonstruksjoner Del 1-5:Platekonstruksjoner



Universitetet
i Stavanger



Material

Elastitetsmodul

$$E := 2.1 \cdot 10^5 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

Poissons forholdstall

$$\nu := 0.3$$

Koeffisienter

Skjærkonstant for rektangulært tverrsnitt

$$K_{xz} := 1.2$$

Geometri av varmformede profiler

Gurtens bredde

$$b_0 := 200\text{mm}$$

Gurtens høyde

$$h_0 := 200\text{mm}$$

Gurtens tykkelse

$$t_0 := 10\text{mm}$$

Stavens bredde

$$b_1 := 160\text{mm}$$

Stavens høyde

$$h_1 := 160\text{mm}$$

Stavens tykkelse

$$t_1 := 6.3\text{mm}$$

Gurt profilet indre radius

$$r_i := 1 \cdot t_0 = 10 \cdot \text{mm}$$

Gurt profilet ytre radius

$$r_o := 1.5 \cdot t_0 = 15 \cdot \text{mm}$$

Stav profilet indre radius

$$r_i := 1 \cdot t_1 = 6.3 \cdot \text{mm}$$

Stav profilet ytre radius

$$r_o := 1.5 \cdot t_1 = 9.45 \cdot \text{mm}$$

Gurtens tverrsnittsareal

$$A := \left[(2 \cdot t_0) \cdot (b_0 + h_0 - 2 \cdot t_0) - (4 - \pi) \cdot (r_o^2 - r_i^2) \right] = 7.493 \times 10^3 \cdot \text{mm}^2$$

Skjærbelastet tverrsnitt

$$A_{vc} := \frac{A \cdot h_0}{b_0 + h_0} = 3.746 \times 10^3 \cdot \text{mm}^2$$

Knutepunktets konfigurasjon

Knutepunktsparemeter

$$\beta := \frac{b_1}{b_0} = 0.8$$

Momentarmen

$$z := h_1 - t_1 = 153.7 \cdot \text{mm}$$

Avstanden fra gurtens sidevegg til kraftparet

$$m := \frac{b_0 - b_1}{2} = 0.02 \text{ m}$$

Stavens halve bredde

$$n := \frac{b_1}{2} = 0.08 \text{ m}$$

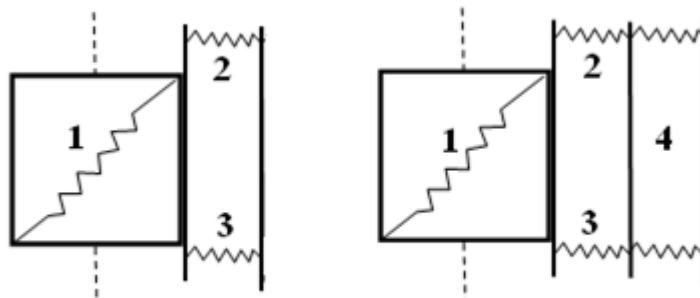
Vinkelen mellom flytelinjene som korresponderer til det minste arbeidet

$$\alpha := \text{atan}(\sqrt{1 - \beta})$$

Forholdstallet mellom stavens høyde og gurtens bredde

$$\eta := \frac{h_1}{b_0}$$

Basiskomponenter i T-knutepunktet [utdrag fra oppgaven]



Figur 2-34 Stivhetsmodell for $\beta=1$ Figur 2-35 Stivhetsmodell for $\beta<1$

Stivhetskoeffisienter

Skjærpanelets stivhetskoeffisient

$$k_1 := \frac{A_{vc}}{2 \cdot (1 + \nu) \cdot z \cdot K_{XZ}} = 7.812 \cdot \text{mm}$$

Effektiv lengde for gurt ved bøying

$$l_{\text{eff}} := b_0 \cdot \left(2 \cdot \sqrt{1 - \beta} + \eta + \frac{1 - \beta}{2\eta} \right) = 363.885 \cdot \text{mm}$$

Flensgurtens stivhet ved bøying

$$k_2 := \begin{cases} \infty \cdot \text{mm} & \text{if } \beta = 1 \\ \left[\frac{8 \cdot l_{\text{eff}} \cdot t_0^3}{(b_1 - b_0)^3} \right] \cdot \frac{1}{2 + \frac{6 \cdot b_1}{b_1 - b_0}} & \text{otherwise} \end{cases}$$

Effektiv bredde ved $\beta=1$

$$b_{\text{eff}} := \begin{cases} (t_1 + 5 \cdot r_0) & \text{if } \beta = 1 \\ \left[0.7 \cdot \left(\frac{b_0 + b_0 \cdot \beta}{2 \cdot \tan(\alpha)} + \frac{b_1}{2} \right) \right] & \text{if } \beta < 1 \end{cases}$$

$$k_3 := \frac{8t_0 \cdot b_{\text{eff}}}{h_0 - 2 \cdot r_0} = 158.94 \cdot \text{mm}$$

$$k_4 := \frac{8t_0 \cdot b_{\text{eff}}}{h_0 - 2 \cdot r_0} = 158.9 \cdot \text{mm}$$

$$S_j := \frac{E \cdot z^2}{\left(\frac{1}{k_1} \right) + 2 \left(\frac{1}{k_2} \right) + \left(\frac{1}{k_3} \right) + \left(\frac{1}{k_4} \right)} = 4.478 \times 10^3 \cdot \frac{\text{kN} \cdot \text{m}}{\text{rad}}$$

Rotasjonsstivhet av T-knutepunktet ved komponentmetoden

Stivhetskoeffisientene baseres på tabell 2-6

Supplerende standarder benyttet i regnearket er :

NS-EN 1993-1-1:2005+NA:2008 Eurokode 1:

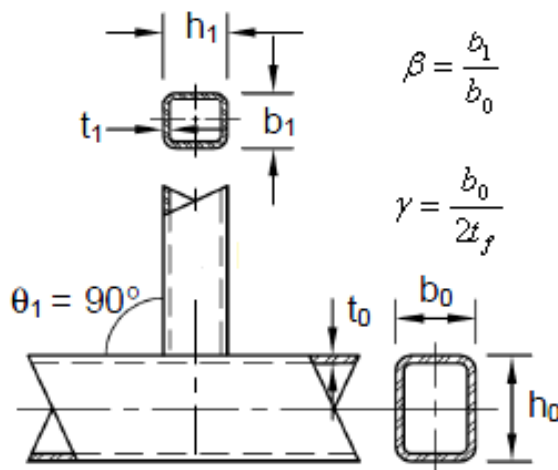
Prosjektering av stålkonstruksjoner

Del 1-1: Allmenne regler og regler for bygninger,

NS-EN 1993-1-5 ,2.utgave 2007-07-02, Eurokode 3:Stålkonstruksjoner Del 1-5:Platekonstruksjoner



Universitetet
i Stavanger



Material

Elastitetsmodul

$$E := 2.1 \cdot 10^5 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

Poissons forholdstall

$$\nu := 0.3$$

Koeffisienter

Skjærkonstant for rektangulært tverrsnitt

$$K_{xz} := 1.2$$

Geometri av varmformede profiler

Gurtens bredde

$$b_0 := 200\text{mm}$$

Gurtens høyde

$$h_0 := 200\text{mm}$$

Gurtens tykkelse

$$t_0 := 10\text{mm}$$

Stavens bredde

$$b_1 := 180\text{mm}$$

Stavens høyde

$$h_1 := 180\text{mm}$$

Stavens tykkelse

$$t_1 := 6.3\text{mm}$$

Gurt profilet indre radius

$$r_i := 1 \cdot t_0 = 10 \cdot \text{mm}$$

Gurt profilet ytre radius

$$r_o := 1.5 \cdot t_0 = 15 \cdot \text{mm}$$

Stav profilet indre radius

$$r_i := 1 \cdot t_1 = 6.3 \cdot \text{mm}$$

Stav profilet ytre radius

$$r_o := 1.5 \cdot t_1 = 9.45 \cdot \text{mm}$$

Gurtens tverrsnittsareal

$$A := \left[(2 \cdot t_0) \cdot (b_0 + h_0 - 2 \cdot t_0) - (4 - \pi) \cdot (r_o^2 - r_i^2) \right] = 7.493 \times 10^3 \cdot \text{mm}^2$$

Skjærbelastet tverrsnitt

$$A_{vc} := \frac{A \cdot h_0}{b_0 + h_0} = 3.746 \times 10^3 \cdot \text{mm}^2$$

Knutepunktets konfigurasjon

Knutepunktsparemeter

$$\beta := \frac{b_1}{b_0} = 0.9$$

Momentarmen

$$z := h_1 - t_1 = 173.7 \cdot \text{mm}$$

Avstanden fra gurtens sidevegg til kraftparet

$$m := \frac{b_0 - b_1}{2} = 0.01 \text{ m}$$

Stavens halve bredde

$$n := \frac{b_1}{2} = 0.09 \text{ m}$$

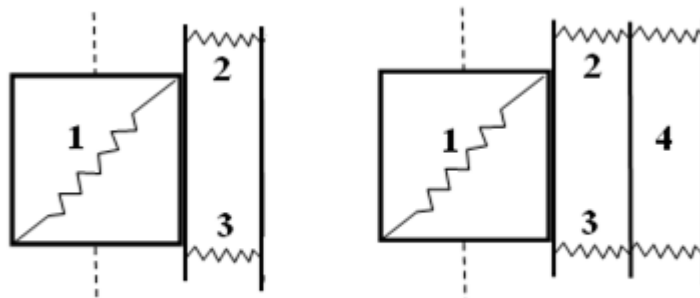
Vinkelen mellom flytelinjene som korresponderer til det minste arbeidet

$$\alpha := \text{atan}(\sqrt{1 - \beta})$$

Forholdstallet mellom stavens høyde og gurtens bredde

$$\eta := \frac{h_1}{b_0}$$

Basiskomponenter i T-knutepunktet [utdrag fra oppgaven]



Figur 2-34 Stivhetsmodell for $\beta=1$ Figur 2-35 Stivhetsmodell for $\beta < 1$

Stivhetskoeffisienter

Skjærpanelets stivhetskoeffisient

$$k_1 := \frac{A_{vc}}{2 \cdot (1 + \nu) \cdot z \cdot K_{XZ}} = 6.913 \cdot \text{mm}$$

Effektiv lengde for gurt ved bøying

$$l_{\text{eff}} := b_0 \cdot \left(2 \cdot \sqrt{1 - \beta} + \eta + \frac{1 - \beta}{2\eta} \right) = 317.602 \cdot \text{mm}$$

Flensgurtens stivhet ved bøying

$$k_2 := \begin{cases} \infty \cdot \text{mm} & \text{if } \beta = 1 \\ \left[\frac{8 \cdot l_{\text{eff}} \cdot t_0^3}{(b_1 - b_0)^3} \right] \cdot \frac{1}{2 + \frac{6 \cdot b_1}{b_1 - b_0}} & \text{otherwise} \end{cases}$$

Effektiv bredde ved $\beta=1$

$$b_{\text{eff}} := \begin{cases} (t_1 + 5 \cdot r_0) & \text{if } \beta = 1 \\ \left[0.7 \cdot \left(\frac{b_0 + b_0 \cdot \beta}{2 \cdot \tan(\alpha)} + \frac{b_1}{2} \right) \right] & \text{if } \beta < 1 \end{cases}$$

$$k_3 := \frac{8t_0 \cdot b_{\text{eff}}}{h_0 - 2 \cdot r_0} = 227.57 \cdot \text{mm}$$

$$k_4 := \frac{8t_0 \cdot b_{\text{eff}}}{h_0 - 2 \cdot r_0} = 227.6 \cdot \text{mm}$$

$$S_j := \frac{E \cdot z^2}{\left(\frac{1}{k_1} \right) + 2 \left(\frac{1}{k_2} \right) + \left(\frac{1}{k_3} \right) + \left(\frac{1}{k_4} \right)} = 1.318 \times 10^4 \cdot \frac{\text{kN} \cdot \text{m}}{\text{rad}}$$

Rotasjonsstivhet av T-knutepunktet ved komponentmetoden

Stivhetskoeffisientene baseres på tabell 2-6

Supplerende standarder benyttet i regnearket er :

NS-EN 1993-1-1:2005+NA:2008 Eurokode 1:

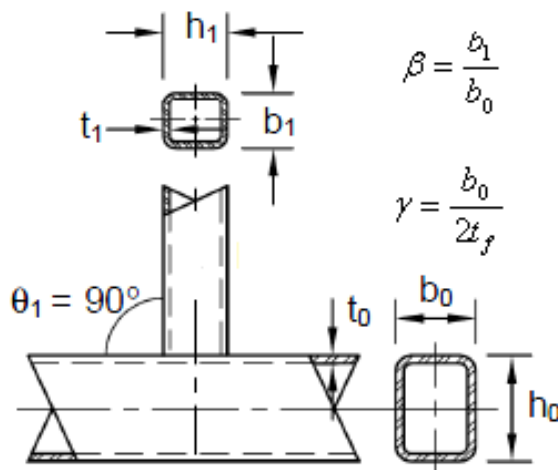
Prosjektering av stålkonstruksjoner

Del 1-1: Allmenne regler og regler for bygninger,

NS-EN 1993-1-5 ,2.utgave 2007-07-02, Eurokode 3:Stålkonstruksjoner Del 1-5:Platekonstruksjoner



Universitetet
i Stavanger



Material

Elastitetsmodul

$$E := 2.1 \cdot 10^5 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

Poissons forholdstall

$$\nu := 0.3$$

Koeffisienter

Skjærkonstant for rektangulært tverrsnitt

$$K_{xz} := 1.2$$

Geometri av varmformede profiler

Gurtens bredde

$$b_0 := 200 \text{ mm}$$

Gurtens høyde

$$h_0 := 200 \text{ mm}$$

Gurtens tykkelse

$$t_0 := 8 \text{ mm}$$

Stavens bredde

$$b_1 := 180 \text{ mm}$$

Stavens høyde

$$h_1 := 180 \text{ mm}$$

Stavens tykkelse

$$t_1 := 6.3 \text{ mm}$$

Gurt profilet indre radius

$$r_i := 1 \cdot t_0 = 8 \cdot \text{mm}$$

Gurt profilet ytre radius

$$r_o := 1.5 \cdot t_0 = 12 \cdot \text{mm}$$

Stav profilet indre radius

$$r_i := 1 \cdot t_1 = 6.3 \cdot \text{mm}$$

Stav profilet ytre radius

$$r_o := 1.5 \cdot t_1 = 9.45 \cdot \text{mm}$$

Gurtens tverrsnittsareal

$$A := \left[(2 \cdot t_0) \cdot (b_0 + h_0 - 2 \cdot t_0) - (4 - \pi) \cdot (r_o^2 - r_i^2) \right] = 6.075 \times 10^3 \cdot \text{mm}^2$$

Skjærbelastet tverrsnitt

$$A_{vc} := \frac{A \cdot h_0}{b_0 + h_0} = 3.038 \times 10^3 \cdot \text{mm}^2$$

Knutepunktets konfigurasjon

Knutepunktsparemeter

$$\beta := \frac{b_1}{b_0} = 0.9$$

Momentarmen

$$z := h_1 - t_1 = 173.7 \cdot \text{mm}$$

Avstanden fra gurtens sidevegg til kraftparet

$$m := \frac{b_0 - b_1}{2} = 0.01 \text{ m}$$

Stavens halve bredde

$$n := \frac{b_1}{2} = 0.09 \text{ m}$$

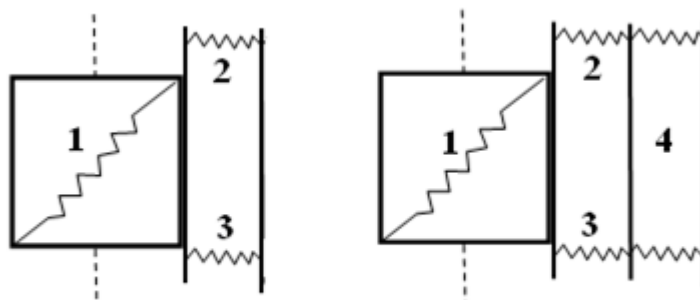
Vinkelen mellom flytelinjene som korresponderer til det minste arbeidet

$$\alpha := \text{atan}(\sqrt{1 - \beta})$$

Forholdstallet mellom stavens høyde og gurtens bredde

$$\eta := \frac{h_1}{b_0}$$

Basiskomponenter i T-knutepunktet [utdrag fra oppgaven]



Figur 2-34 Stivhetsmodell for $\beta=1$ Figur 2-35 Stivhetsmodell for $\beta < 1$

Stivhetskoeffisienter

Skjærpanelets stivhetskoeffisient

$$k_1 := \frac{A_{vc}}{2 \cdot (1 + \nu) \cdot z \cdot K_{XZ}} = 5.605 \cdot \text{mm}$$

Effektiv lengde for gurt ved bøying

$$l_{\text{eff}} := b_0 \cdot \left(2 \cdot \sqrt{1 - \beta} + \eta + \frac{1 - \beta}{2\eta} \right) = 317.602 \cdot \text{mm}$$

Flensgurtens stivhet ved bøying

$$k_2 := \begin{cases} \infty \cdot \text{mm} & \text{if } \beta = 1 \\ \left[\frac{8 \cdot l_{\text{eff}} \cdot t_0^3}{(b_1 - b_0)^3} \right] \cdot \frac{1}{2 + \frac{6 \cdot b_1}{b_1 - b_0}} & \text{otherwise} \end{cases}$$

Effektiv bredde ved $\beta=1$

$$b_{\text{eff}} := \begin{cases} (t_1 + 5 \cdot r_0) & \text{if } \beta = 1 \\ \left[0.7 \cdot \left(\frac{b_0 + b_0 \cdot \beta}{2 \cdot \tan(\alpha)} + \frac{b_1}{2} \right) \right] & \text{if } \beta < 1 \end{cases}$$

$$k_3 := \frac{8t_0 \cdot b_{\text{eff}}}{h_0 - 2 \cdot r_0} = 175.85 \cdot \text{mm}$$

$$k_4 := \frac{8t_0 \cdot b_{\text{eff}}}{h_0 - 2 \cdot r_0} = 175.8 \cdot \text{mm}$$

$$S_j := \frac{E \cdot z^2}{\left(\frac{1}{k_1} \right) + 2 \left(\frac{1}{k_2} \right) + \left(\frac{1}{k_3} \right) + \left(\frac{1}{k_4} \right)} = 7.64 \times 10^3 \cdot \frac{\text{kN} \cdot \text{m}}{\text{rad}}$$

Vedlegg A

Momentkapasitet ved bruk av Eurokode 3 [Mathcad]

Momentkapasitet av T-knutepunkt

Supplerende standarder benyttet i regnearket er :

NS-EN 1993-1-1:2005+NA:2009 Eurokode 3:

Prosjektering av stålkonstruksjoner Del 1-8:

Knutepunkter og forbindelser



Universitetet
i Stavanger

Material

Elastitetsmodul

$$E := 2.1 \cdot 10^5 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

Poissons forholdstall

$$\nu := 0.3$$

Koeffisienter

Skjærkonstant for rektangulært tverrsnitt

$$K_{xz} := 1.2$$

Geometri av varmformede profiler

Gurtens bredde

$$b_0 := 200 \text{ mm}$$

Gurtens høyde

$$h_0 := 200 \text{ mm}$$

Gurtens tykkelse

$$t_0 := 6.3 \text{ mm}$$

Stavens bredde

$$b_1 := 200 \text{ mm}$$

Stavens høyde

$$h_1 := 200 \text{ mm}$$

Stavens tykkelse

$$t_1 := 6.3 \text{ mm}$$

Gurt profilet indre radius

$$r_i := 1 \cdot t_0 = 6.3 \text{ mm}$$

Gurt profilet ytre radius

$$r_o := 1.5 \cdot t_0 = 9.45 \text{ mm}$$

Stav profilet indre radius

$$r_i := 1 \cdot t_1 = 6.3 \text{ mm}$$

Stav profilet ytre radius

$$r_o := 1.5 \cdot t_1 = 9.45 \text{ mm}$$

Sveisens rotmål

$$a_b := 4 \text{ mm}$$

Gurtens tverrsnittsareal

$$A := \left[(2 \cdot t_0) \cdot (b_0 + h_0 - 2 \cdot t_0) - (4 - \pi) \cdot (r_o^2 - r_i^2) \right] = 4.839 \times 10^3 \cdot \text{mm}^2$$

Skjærbelastet tverrsnitt

$$A_{vc} := \frac{(A \cdot h_0)}{(b_0 + h_0)} = 2.419 \times 10^3 \cdot \text{mm}^2$$

Knutepunktets konfigurasjon

Knutepunktsparemeter

$$\beta := \frac{b_1}{b_0} = 1$$

Momentarmen

$$z := h_1 - t_1 = 193.7 \text{ mm}$$

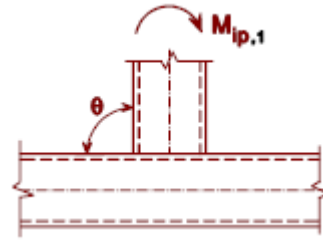
Momentkapasiteter av relevante feilmøder ved momentbelastning i-planet

Momentkapasitet av gurtens sidevegg

$$f_{y0} := 355 \text{ MPa}$$

$$f_{y1} := 355 \text{ MPa}$$

$$M_{ip.1Rd} := 0.5 \cdot f_{y0} \cdot t_0 \cdot (h_1 + 5 \cdot t_0)^2 = 59.93 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$



$$A_g := \left(1 - \frac{\pi}{4}\right) r_o^2 = 19.164 \cdot \text{mm}^2$$

$$A_\xi := \left(1 - \frac{\pi}{4}\right) \cdot r_i^2 = 8.518 \cdot \text{mm}^2$$

$$h_g := \left(\frac{h_1}{2}\right) - \left(\frac{10 - 3 \cdot \pi}{12 - 3\pi}\right) \cdot r_o = 9.789 \times 10^4 \frac{1}{\text{m}} \cdot \text{mm}^2$$

$$h_\xi := \left(\frac{h_1 - 2t_1}{2}\right) - \left(\frac{10 - 3 \cdot \pi}{12 - 3\pi}\right) \cdot r_i = 9.229 \times 10^4 \frac{1}{\text{m}} \cdot \text{mm}^2$$

Tverrsnittsmødul

$$W_{pl} := \left(\frac{b_1 \cdot h_1^2}{4}\right) - \left[\frac{(b_1 - 2 \cdot t_1) \cdot (h_1 - 2 \cdot t_1)^2}{4}\right] - 4 \cdot (A_g \cdot h_g) + 4(A_\xi \cdot h_\xi) = 3.503 \times 10^5 \cdot \text{mm}^3$$

$$b_{\text{eff}} := \left(\frac{10}{\frac{b_0}{t_0}}\right) \cdot \left[\frac{(f_{y0} \cdot t_0)}{f_{y1} \cdot t_1}\right] \cdot b_1 = 63 \cdot \text{mm}$$

Brudd i stav

$$M_{ip.1Rd.2} := f_{y1} \cdot \left[W_{pl} - \left(1 - \frac{b_{\text{eff}}}{b_1}\right) \cdot b_1 \cdot (h_1 - t_1) \cdot t_1\right] = 65.016 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

Momentkapasitet av T-knutepunkt

Supplerende standarder benyttet i regnearket er :
NS-EN 1993-1-1:2005+NA:2009 Eurokode 3:
Prosjektering av stålkonstruksjoner Del 1-8:
Knutepunkter og forbindelser



Universitetet
i Stavanger

Material

Elastitetsmodul

$$E := 2.1 \cdot 10^5 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

Poissons forholdstall

$$\nu := 0.3$$

Koeffisienter

Skjærkonstant for rektangulært tverrsnitt

$$K_{xz} := 1.2$$

Geometri av varmformede profiler

Gurtens bredde

$$b_0 := 200 \text{ mm}$$

Gurtens høyde

$$h_0 := 200 \text{ mm}$$

Gurtens tykkelse

$$t_0 := 8 \text{ mm}$$

Stavens bredde

$$b_1 := 180 \text{ mm}$$

Stavens høyde

$$h_1 := 180 \text{ mm}$$

Stavens tykkelse

$$t_1 := 6.3 \text{ mm}$$

Gurt profilet indre radius

$$r_i := 1 \cdot t_0 = 8 \cdot \text{mm}$$

Gurt profilet ytre radius

$$r_o := 1.5 \cdot t_0 = 12 \cdot \text{mm}$$

Stav profilet indre radius

$$r_{i1} := 1 \cdot t_1 = 6.3 \cdot \text{mm}$$

Stav profilet ytre radius

$$r_{o1} := 1.5 \cdot t_1 = 9.45 \cdot \text{mm}$$

Sveisens rotmål

$$a_b := 4 \text{ mm}$$

Gurtens tverrsnittsareal

$$A := \left[(2 \cdot t_0) \cdot (b_0 + h_0 - 2 \cdot t_0) - (4 - \pi) \cdot (r_o^2 - r_i^2) \right] = 6.075 \times 10^3 \cdot \text{mm}^2$$

Skjærbelastet tverrsnitt

$$A_{vc} := \frac{(A \cdot h_0)}{(b_0 + h_0)} = 3.038 \times 10^3 \cdot \text{mm}^2$$

Knutepunktets konfigurasjon

Knutepunktsparemeter

$$\beta := \frac{b_1}{b_0} = 0.9$$

Momentarmen

$$z := h_1 - t_1 = 173.7 \cdot \text{mm}$$

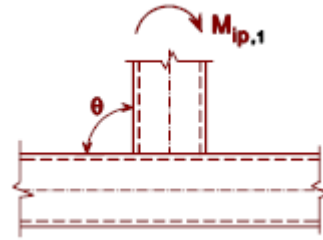
Momentkapasiteter av relevante feilmøder ved momentbelastning i-planet

Momentkapasitet av gurtens sidevegg

$$f_{y0} := 355 \text{ MPa}$$

$$f_{y1} := 355 \text{ MPa}$$

$$M_{ip.1Rd} := 0.5 \cdot f_{y0} \cdot t_0 \cdot (h_1 + 5 \cdot t_0)^2 = 68.728 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$



$$A_g := \left(1 - \frac{\pi}{4}\right) r_o^2 = 30.903 \cdot \text{mm}^2$$

$$A_\xi := \left(1 - \frac{\pi}{4}\right) \cdot r_i^2 = 13.735 \cdot \text{mm}^2$$

$$h_g := \left(\frac{h_1}{2}\right) - \left(\frac{10 - 3 \cdot \pi}{12 - 3\pi}\right) \cdot r_o = 8.732 \times 10^4 \frac{1}{\text{m}} \cdot \text{mm}^2$$

$$h_\xi := \left(\frac{h_1 - 2t_1}{2}\right) - \left(\frac{10 - 3 \cdot \pi}{12 - 3\pi}\right) \cdot r_i = 8.191 \times 10^4 \frac{1}{\text{m}} \cdot \text{mm}^2$$

Tverrsnittsmodul

$$W_{pl} := \left(\frac{b_1 \cdot h_1^2}{4}\right) - \left[\frac{(b_1 - 2 \cdot t_1) \cdot (h_1 - 2 \cdot t_1)^2}{4}\right] - 4 \cdot (A_g \cdot h_g) + 4(A_\xi \cdot h_\xi) = 2.79 \times 10^5 \cdot \text{mm}^3$$

$$b_{\text{eff}} := \left(\frac{10}{\frac{b_0}{t_0}}\right) \cdot \left[\frac{(f_{y0} \cdot t_0)}{f_{y1} \cdot t_1}\right] \cdot b_1 = 91.429 \cdot \text{mm}$$

Brudd i stav

$$M_{ip.1Rd.2} := f_{y1} \cdot \left[W_{pl} - \left(1 - \frac{b_{\text{eff}}}{b_1}\right) \cdot b_1 \cdot (h_1 - t_1) \cdot t_1\right] = 64.62 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

Momentapasitet av gurtens flens

$$\eta := \frac{h_1}{b_0} = 0.9 \quad k_n := 1.3 - \frac{(0.4 \cdot \eta)}{0.81} = 0.856$$

$$M_{ip.1Rd.} := k_n \cdot f_{y0} \cdot t_0^2 \cdot h_1 \cdot \left[\left(\frac{1}{2 \cdot \eta} \right) + \left(\frac{2}{\sqrt{1 - \beta}} \right) + \frac{\eta}{1 - \beta} \right] = 55.563 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

Plastisk stukning i gurtstavens sidevegg

$$M_{ip.1Rd.} := 0.5 \cdot f_{y0} \cdot t_0 \cdot (h_1 + 5 \cdot t_0)^2 = 68.728 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

Momentkapasitet av T-knutepunkt

Supplerende standarder benyttet i regnearket er :
NS-EN 1993-1-1:2005+NA:2009 Eurokode 3:
Prosjektering av stålkonstruksjoner Del 1-8:
Knutepunkter og forbindelser



Universitetet
i Stavanger

Material

Elastitetsmodul

$$E := 2.1 \cdot 10^5 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

Poissons forholdstall

$$\nu := 0.3$$

Koeffisienter

Skjærkonstant for rektangulært tverrsnitt

$$K_{xz} := 1.2$$

Geometri av varmformede profiler

Gurtens bredde

$$b_0 := 200 \text{ mm}$$

Gurtens høyde

$$h_0 := 200 \text{ mm}$$

Gurtens tykkelse

$$t_0 := 10 \text{ mm}$$

Stavens bredde

$$b_1 := 180 \text{ mm}$$

Stavens høyde

$$h_1 := 180 \text{ mm}$$

Stavens tykkelse

$$t_1 := 6.3 \text{ mm}$$

Gurt profilet indre radius

$$r_i := 1 \cdot t_0 = 10 \text{ mm}$$

Gurt profilet ytre radius

$$r_o := 1.5 \cdot t_0 = 15 \text{ mm}$$

Stav profilet indre radius

$$r_{i1} := 1 \cdot t_1 = 6.3 \text{ mm}$$

Stav profilet ytre radius

$$r_{o1} := 1.5 \cdot t_1 = 9.45 \text{ mm}$$

Sveisens rotmål

$$a_b := 4 \text{ mm}$$

Gurtens tverrsnittsareal

$$A := \left[(2 \cdot t_0) \cdot (b_0 + h_0 - 2 \cdot t_0) - (4 - \pi) \cdot (r_o^2 - r_i^2) \right] = 7.493 \times 10^3 \cdot \text{mm}^2$$

Skjærbelastet tverrsnitt

$$A_{vc} := \frac{(A \cdot h_0)}{(b_0 + h_0)} = 3.746 \times 10^3 \cdot \text{mm}^2$$

Knutepunktets konfigurasjon

Knutepunktsparemeter

$$\beta := \frac{b_1}{b_0} = 0.9$$

Momentarmen

$$z := h_1 - t_1 = 173.7 \text{ mm}$$

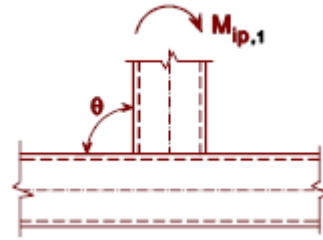
Momentkapasiteter av relevante feilmøder ved momentbelastning i-planet

Momentkapasitet av gurtens sidevegg

$$f_{y0} := 355 \text{ MPa}$$

$$f_{y1} := 355 \text{ MPa}$$

$$M_{ip.1Rd} := 0.5 \cdot f_{y0} \cdot t_0 \cdot (h_1 + 5 \cdot t_0)^2 = 93.897 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$



$$A_g := \left(1 - \frac{\pi}{4}\right) r_o^2 = 48.285 \cdot \text{mm}^2$$

$$A_\xi := \left(1 - \frac{\pi}{4}\right) \cdot r_i^2 = 21.46 \cdot \text{mm}^2$$

$$h_g := \left(\frac{h_1}{2}\right) - \left(\frac{10 - 3 \cdot \pi}{12 - 3\pi}\right) \cdot r_o = 8.665 \times 10^4 \frac{1}{\text{m}} \cdot \text{mm}^2$$

$$h_\xi := \left(\frac{h_1 - 2t_1}{2}\right) - \left(\frac{10 - 3 \cdot \pi}{12 - 3\pi}\right) \cdot r_i = 8.147 \times 10^4 \frac{1}{\text{m}} \cdot \text{mm}^2$$

Tverrsnittsmodul

$$W_{pl} := \left(\frac{b_1 \cdot h_1^2}{4}\right) - \left[\frac{(b_1 - 2 \cdot t_1) \cdot (h_1 - 2 \cdot t_1)^2}{4}\right] - 4 \cdot (A_g \cdot h_g) + 4(A_\xi \cdot h_\xi) = 2.755 \times 10^5 \cdot \text{mm}^3$$

$$b_{\text{eff}} := \left(\frac{10}{\frac{b_0}{t_0}}\right) \cdot \left[\frac{(f_{y0} \cdot t_0)}{f_{y1} \cdot t_1}\right] \cdot b_1 = 142.857 \cdot \text{mm}$$

Brudd i stav

$$M_{ip.1Rd.2} := f_{y1} \cdot \left[W_{pl} - \left(1 - \frac{b_{\text{eff}}}{b_1}\right) \cdot b_1 \cdot (h_1 - t_1) \cdot t_1\right] = 83.375 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

Momentapasitet av gurtens flens

$$\eta := \frac{h_1}{b_0} = 0.9 \quad k_n := 1.3 - \frac{(0.4 \cdot \eta)}{0.81} = 0.856$$

$$M_{ip.1Rd.} := k_n \cdot f_{y0} \cdot t_0^2 \cdot h_1 \cdot \left[\left(\frac{1}{2 \cdot \eta} \right) + \left(\frac{2}{\sqrt{1 - \beta}} \right) + \frac{\eta}{1 - \beta} \right] = 86.817 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

Plastisk stukning i gurtstavens sidevegg

$$M_{ip.1Rd.} := 0.5 \cdot f_{y0} \cdot t_0 \cdot (h_1 + 5 \cdot t_0)^2 = 93.897 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

Momentkapasitet av T-knutepunkt

Supplerende standarder benyttet i regnearket er :
NS-EN 1993-1-1:2005+NA:2009 Eurokode 3:
Prosjektering av stålkonstruksjoner Del 1-8:
Knutepunkter og forbindelser



Universitetet
i Stavanger

Material

Elastitetsmodul

$$E := 2.1 \cdot 10^5 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

Poissons forholdstall

$$\nu := 0.3$$

Koeffisienter

Skjærkonstant for rektangulært tverrsnitt

$$K_{xz} := 1.2$$

Geometri av varmformede profiler

Gurtens bredde

$$b_0 := 200 \text{ mm}$$

Gurtens høyde

$$h_0 := 200 \text{ mm}$$

Gurtens tykkelse

$$t_0 := 6.3 \text{ mm}$$

Stavens bredde

$$b_1 := 200 \text{ mm}$$

Stavens høyde

$$h_1 := 200 \text{ mm}$$

Stavens tykkelse

$$t_1 := 6.3 \text{ mm}$$

Gurt profilet indre radius

$$r_i := 1 \cdot t_0 = 6.3 \text{ mm}$$

Gurt profilet ytre radius

$$r_o := 1.5 \cdot t_0 = 9.45 \text{ mm}$$

Stav profilet indre radius

$$r_{i1} := 1 \cdot t_1 = 6.3 \text{ mm}$$

Stav profilet ytre radius

$$r_{o1} := 1.5 \cdot t_1 = 9.45 \text{ mm}$$

Sveisens rotmål

$$a_b := 4 \text{ mm}$$

Gurtens tverrsnittsareal

$$A := \left[(2 \cdot t_0) \cdot (b_0 + h_0 - 2 \cdot t_0) - (4 - \pi) \cdot (r_o^2 - r_i^2) \right] = 4.839 \times 10^3 \cdot \text{mm}^2$$

Skjærbelastet tverrsnitt

$$A_{vc} := \frac{(A \cdot h_0)}{(b_0 + h_0)} = 2.419 \times 10^3 \cdot \text{mm}^2$$

Knutepunktets konfigurasjon

Knutepunktsparemeter

$$\beta := \frac{b_1}{b_0} = 1$$

Momentarmen

$$z := h_1 - t_1 = 193.7 \text{ mm}$$

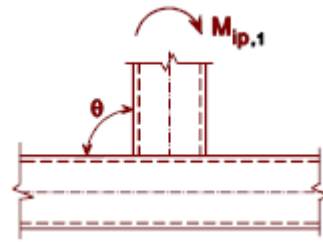
Momentkapasiteter av relevante feilmøder ved momentbelastning i-planet

Momentkapasitet av gurtens sidevegg

$$f_{y0} := 355 \text{ MPa}$$

$$f_{y1} := 355 \text{ MPa}$$

$$M_{ip.1Rd} := 0.5 \cdot f_{y0} \cdot t_0 \cdot (h_1 + 5 \cdot t_0)^2 = 59.93 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$



$$A_g := \left(1 - \frac{\pi}{4}\right) r_o^2 = 19.164 \cdot \text{mm}^2$$

$$A_\xi := \left(1 - \frac{\pi}{4}\right) \cdot r_i^2 = 8.518 \cdot \text{mm}^2$$

$$h_g := \left(\frac{h_1}{2}\right) - \left(\frac{10 - 3 \cdot \pi}{12 - 3\pi}\right) \cdot r_o = 9.789 \times 10^4 \frac{1}{\text{m}} \cdot \text{mm}^2$$

$$h_\xi := \left(\frac{h_1 - 2t_1}{2}\right) - \left(\frac{10 - 3 \cdot \pi}{12 - 3\pi}\right) \cdot r_i = 9.229 \times 10^4 \frac{1}{\text{m}} \cdot \text{mm}^2$$

Tverrsnittsmodul

$$W_{pl} := \left(\frac{b_1 \cdot h_1^2}{4}\right) - \left[\frac{(b_1 - 2 \cdot t_1) \cdot (h_1 - 2 \cdot t_1)^2}{4}\right] - 4 \cdot (A_g \cdot h_g) + 4(A_\xi \cdot h_\xi) = 3.503 \times 10^5 \cdot \text{mm}^3$$

$$b_{\text{eff}} := \left(\frac{10}{\frac{b_0}{t_0}}\right) \cdot \left[\frac{(f_{y0} \cdot t_0)}{f_{y1} \cdot t_1}\right] \cdot b_1 = 63 \cdot \text{mm}$$

Brudd i stav

$$M_{ip.1Rd.2} := f_{y1} \cdot \left[W_{pl} - \left(1 - \frac{b_{\text{eff}}}{b_1}\right) \cdot b_1 \cdot (h_1 - t_1) \cdot t_1\right] = 65.016 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

Momentkapasitet av T-knutepunkt

Supplerende standarder benyttet i regnearket er :
NS-EN 1993-1-1:2005+NA:2009 Eurokode 3:
Prosjektering av stålkonstruksjoner Del 1-8:
Knutepunkter og forbindelser



Universitetet
i Stavanger

Material

Elastitetsmodul

$$E := 2.1 \cdot 10^5 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

Poissons forholdstall

$$\nu := 0.3$$

Koeffisienter

Skjærkonstant for rektangulært tverrsnitt

$$K_{xz} := 1.2$$

Geometri av varmformede profiler

Gurtens bredde

$$b_0 := 200 \text{ mm}$$

Gurtens høyde

$$h_0 := 200 \text{ mm}$$

Gurtens tykkelse

$$t_0 := 10 \text{ mm}$$

Stavens bredde

$$b_1 := 200 \text{ mm}$$

Stavens høyde

$$h_1 := 200 \text{ mm}$$

Stavens tykkelse

$$t_1 := 6.3 \text{ mm}$$

Gurt profilet indre radius

$$r_i := 1 \cdot t_0 = 10 \text{ mm}$$

Gurt profilet ytre radius

$$r_o := 1.5 \cdot t_0 = 15 \text{ mm}$$

Stav profilet indre radius

$$r_{i1} := 1 \cdot t_1 = 6.3 \text{ mm}$$

Stav profilet ytre radius

$$r_{o1} := 1.5 \cdot t_1 = 9.45 \text{ mm}$$

Sveisens rotmål

$$a_b := 4 \text{ mm}$$

Gurtens tverrsnittsareal

$$A := \left[(2 \cdot t_0) \cdot (b_0 + h_0 - 2 \cdot t_0) - (4 - \pi) \cdot (r_o^2 - r_i^2) \right] = 7.493 \times 10^3 \cdot \text{mm}^2$$

Skjærbelastet tverrsnitt

$$A_{vc} := \frac{(A \cdot h_0)}{(b_0 + h_0)} = 3.746 \times 10^3 \cdot \text{mm}^2$$

Knutepunktets konfigurasjon

Knutepunktsparemeter

$$\beta := \frac{b_1}{b_0} = 1$$

Momentarmen

$$z := h_1 - t_1 = 193.7 \text{ mm}$$

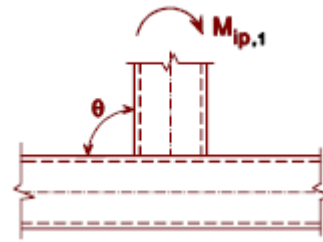
Momentkapasiteter av relevante feilmøder ved momentbelastning i-planet

Momentkapasitet av gurtens sidevegg

$$f_{y0} := 355 \text{ MPa}$$

$$f_{y1} := 355 \text{ MPa}$$

$$M_{ip.1Rd} := 0.5 \cdot f_{y0} \cdot t_0 \cdot (h_1 + 5 \cdot t_0)^2 = 110.938 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$



$$A_g := \left(1 - \frac{\pi}{4}\right) r_o^2 = 48.285 \cdot \text{mm}^2$$

$$A_\xi := \left(1 - \frac{\pi}{4}\right) \cdot r_i^2 = 21.46 \cdot \text{mm}^2$$

$$h_g := \left(\frac{h_1}{2}\right) - \left(\frac{10 - 3 \cdot \pi}{12 - 3\pi}\right) \cdot r_o = 9.665 \times 10^4 \frac{1}{\text{m}} \cdot \text{mm}^2$$

$$h_\xi := \left(\frac{h_1 - 2t_1}{2}\right) - \left(\frac{10 - 3 \cdot \pi}{12 - 3\pi}\right) \cdot r_i = 9.147 \times 10^4 \frac{1}{\text{m}} \cdot \text{mm}^2$$

Tverrsnittsmodul

$$W_{pl} := \left(\frac{b_1 \cdot h_1^2}{4}\right) - \left[\frac{(b_1 - 2 \cdot t_1) \cdot (h_1 - 2 \cdot t_1)^2}{4}\right] - 4 \cdot (A_g \cdot h_g) + 4(A_\xi \cdot h_\xi) = 3.439 \times 10^5 \cdot \text{mm}^3$$

$$b_{\text{eff}} := \left(\frac{10}{\frac{b_0}{t_0}}\right) \cdot \left[\frac{(f_{y0} \cdot t_0)}{f_{y1} \cdot t_1}\right] \cdot b_1 = 158.73 \cdot \text{mm}$$

Brudd i stav

$$M_{ip.1Rd.2} := f_{y1} \cdot \left[W_{pl} - \left(1 - \frac{b_{\text{eff}}}{b_1}\right) \cdot b_1 \cdot (h_1 - t_1) \cdot t_1\right] = 104.196 \cdot \text{kN} \cdot \text{m}$$

Vedlegg A

Koeffisientforhold [Excel]

										beff/b1		kgurt/kstav	
										min	0,065306	0,285714	max
										average	0,698537	0,069187	average
b1/b0	b1/t1	b0/t0	b0	t0	b1	t1	fy0	fy1	beff/b1	kgurt/kstav			
0,25	35	35	4	0,114	1	0,03	355	355	1	0			
0,5	35	35	2	0,057	1	0,03	355	355	0,571429	0,171429			
0,75	35	35	1,33	0,038	1	0,03	355	355	0,380952	0,247619			
1	35	35	1	0,029	1	0,03	355	355	0,285714	0,285714			
0,25	25	35	4	0,114	1	0,04	355	355	0,816327	0,052478			
0,5	25	35	2	0,057	1	0,04	355	355	0,408163	0,169096			
0,75	25	35	1,33	0,038	1	0,04	355	355	0,272109	0,207969			
1	25	35	1	0,029	1	0,04	355	355	0,204082	0,227405			
0,25	15	35	4	0,114	1	0,07	355	355	0,489796	0,087464			
0,5	15	35	2	0,057	1	0,07	355	355	0,244898	0,129446			
0,75	15	35	1,33	0,038	1	0,07	355	355	0,163265	0,14344			
1	15	35	1	0,029	1	0,07	355	355	0,122449	0,150437			
0,25	8	35	4	0,114	1	0,13	355	355	0,261224	0,067545			
0,5	8	35	2	0,057	1	0,13	355	355	0,130612	0,079487			
0,75	8	35	1,33	0,038	1	0,13	355	355	0,087075	0,083467			
1	8	35	1	0,029	1	0,13	355	355	0,065306	0,085458			
0,25	35	25	4	0,16	1	0,03	355	355	1	0			
0,5	35	25	2	0,08	1	0,03	355	355	1	0			
0,75	35	25	1,33	0,053	1	0,03	355	355	0,746667	0,141867			
1	35	25	1	0,04	1	0,03	355	355	0,56	0,2464			
0,25	25	25	4	0,16	1	0,04	355	355	1	0			
0,5	25	25	2	0,08	1	0,04	355	355	0,8	0,08			
0,75	25	25	1,33	0,053	1	0,04	355	355	0,533333	0,186667			
1	25	25	1	0,04	1	0,04	355	355	0,4	0,24			
0,25	15	25	4	0,16	1	0,07	355	355	0,96	0,0096			
0,5	15	25	2	0,08	1	0,07	355	355	0,48	0,1248			
0,75	15	25	1,33	0,053	1	0,07	355	355	0,32	0,1632			
1	15	25	1	0,04	1	0,07	355	355	0,24	0,1824			
0,25	8	25	4	0,16	1	0,13	355	355	0,512	0,062464			
0,5	8	25	2	0,08	1	0,13	355	355	0,256	0,095232			
0,75	8	25	1,33	0,053	1	0,13	355	355	0,170667	0,106155			
1	8	25	1	0,04	1	0,13	355	355	0,128	0,111616			
0,25	35	15	4	0,267	1	0,03	355	355	1	0			
0,5	35	15	2	0,133	1	0,03	355	355	1	0			
0,75	35	15	1,33	0,089	1	0,03	355	355	1	0			
1	35	15	1	0,067	1	0,03	355	355	1	0			
0,25	25	15	4	0,267	1	0,04	355	355	1	0			
0,5	25	15	2	0,133	1	0,04	355	355	1	0			
0,75	25	15	1,33	0,089	1	0,04	355	355	1	0			
1	25	15	1	0,067	1	0,04	355	355	1	0			
0,25	15	15	4	0,267	1	0,07	355	355	1	0			
0,5	15	15	2	0,133	1	0,07	355	355	1	0			
0,75	15	15	1,33	0,089	1	0,07	355	355	0,888889	0,044444			
1	15	15	1	0,067	1	0,07	355	355	0,666667	0,133333			
0,25	8	15	4	0,267	1	0,13	355	355	1	0			
0,5	8	15	2	0,133	1	0,13	355	355	0,711111	0,06163			
0,75	8	15	1,33	0,089	1	0,13	355	355	0,474074	0,112198			
1	8	15	1	0,067	1	0,13	355	355	0,355556	0,137481			
0,25	35	8	4	0,5	1	0,03	355	355	1	0			
0,5	35	8	2	0,25	1	0,03	355	355	1	0			
0,75	35	8	1,33	0,167	1	0,03	355	355	1	0			
1	35	8	1	0,125	1	0,03	355	355	1	0			

0,25	25	8	4	0,5	1	0,04	355	355	1	0
0,5	25	8	2	0,25	1	0,04	355	355	1	0
0,75	25	8	1,33	0,167	1	0,04	355	355	1	0
1	25	8	1	0,125	1	0,04	355	355	1	0
0,25	15	8	4	0,5	1	0,07	355	355	1	0
0,5	15	8	2	0,25	1	0,07	355	355	1	0
0,75	15	8	1,33	0,167	1	0,07	355	355	1	0
1	15	8	1	0,125	1	0,07	355	355	1	0
0,25	8	8	4	0,5	1	0,13	355	355	1	0
0,5	8	8	2	0,25	1	0,13	355	355	1	0
0,75	8	8	1,33	0,167	1	0,13	355	355	1	0
1	8	8	1	0,125	1	0,13	355	355	1	0

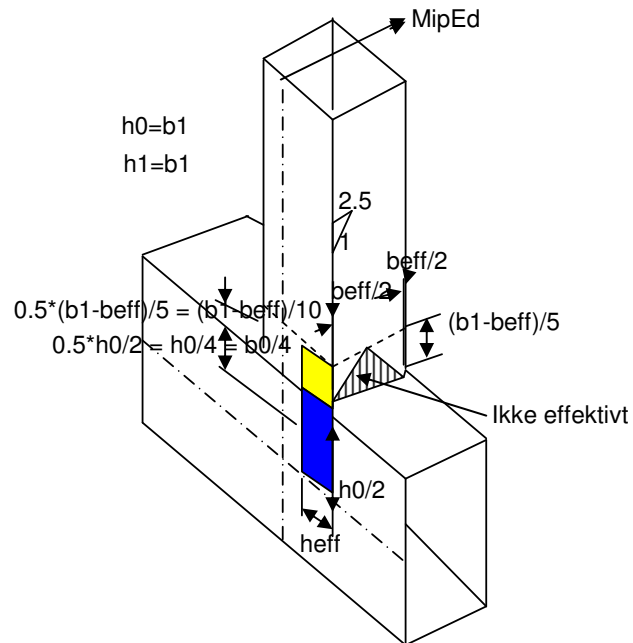
Det minste b/t-forholdet for SHS antas å være 8 (SHS40x5).

For større dimensjoner øker minimumsforholdet større.

F.eks. er det for yttermål 100 lik 10 (SHS100x10).

Stivhetsforholdet mellom stavsvegg og gurtvegg antas gitt av:

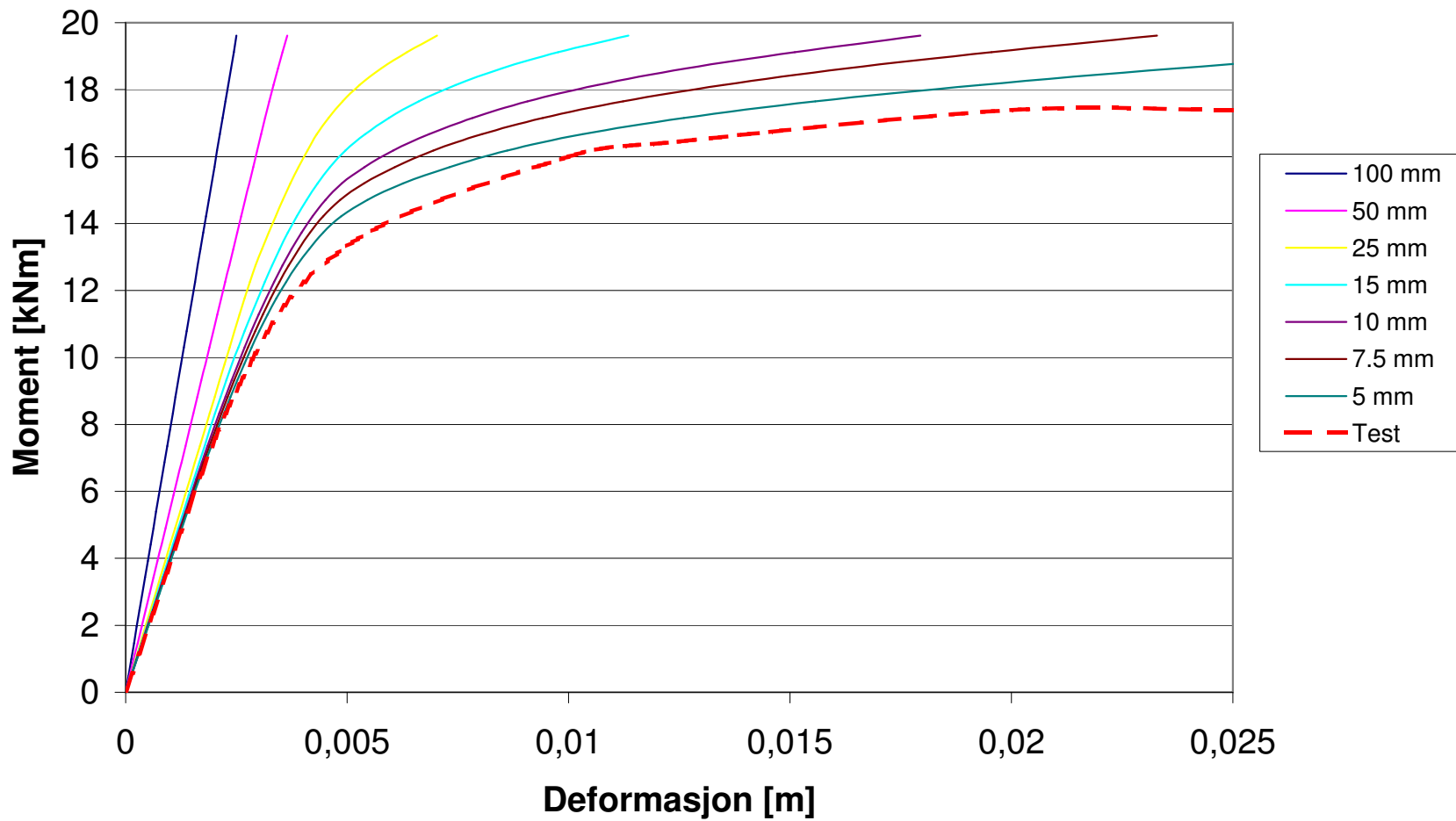
$$kgurt/kstav = ((4*t_0)/b_0)/((10*t_1)/(b_1-b_{eff})) = 2(b_1-b_{eff})*t_0/(5*b_0*t_1)$$



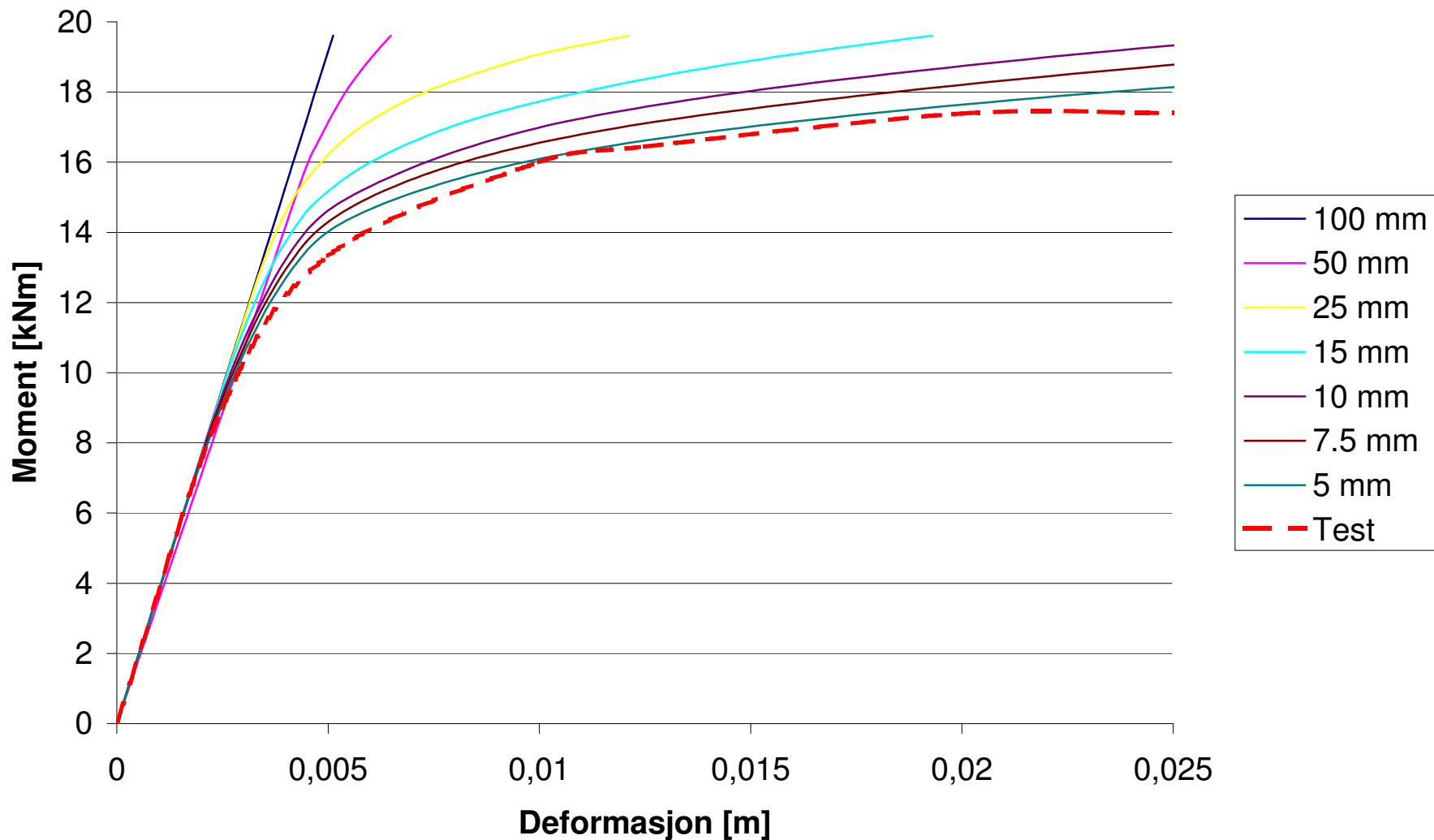
Vedlegg B

Kurver fra konvergenstudien

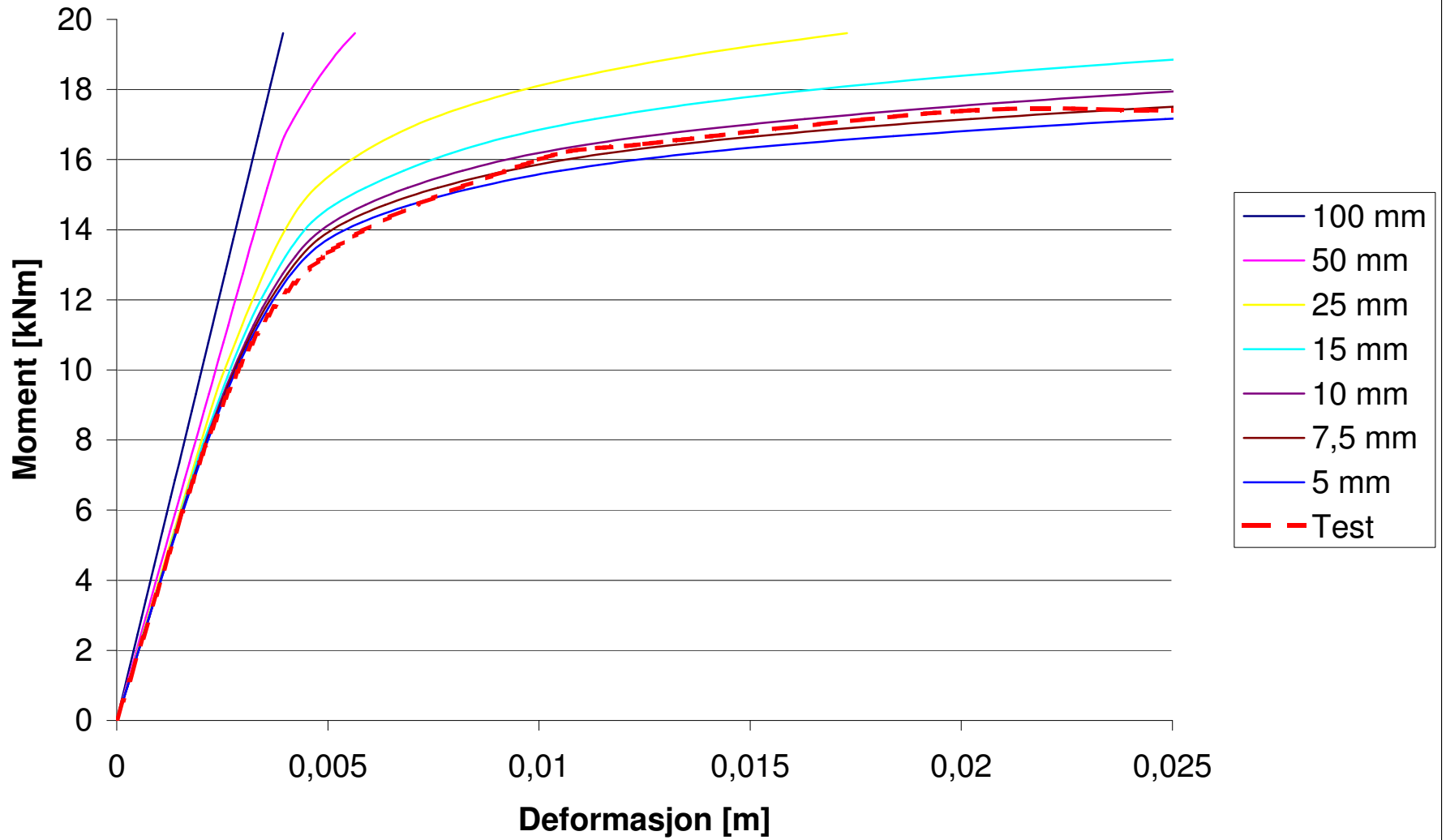
S3 element



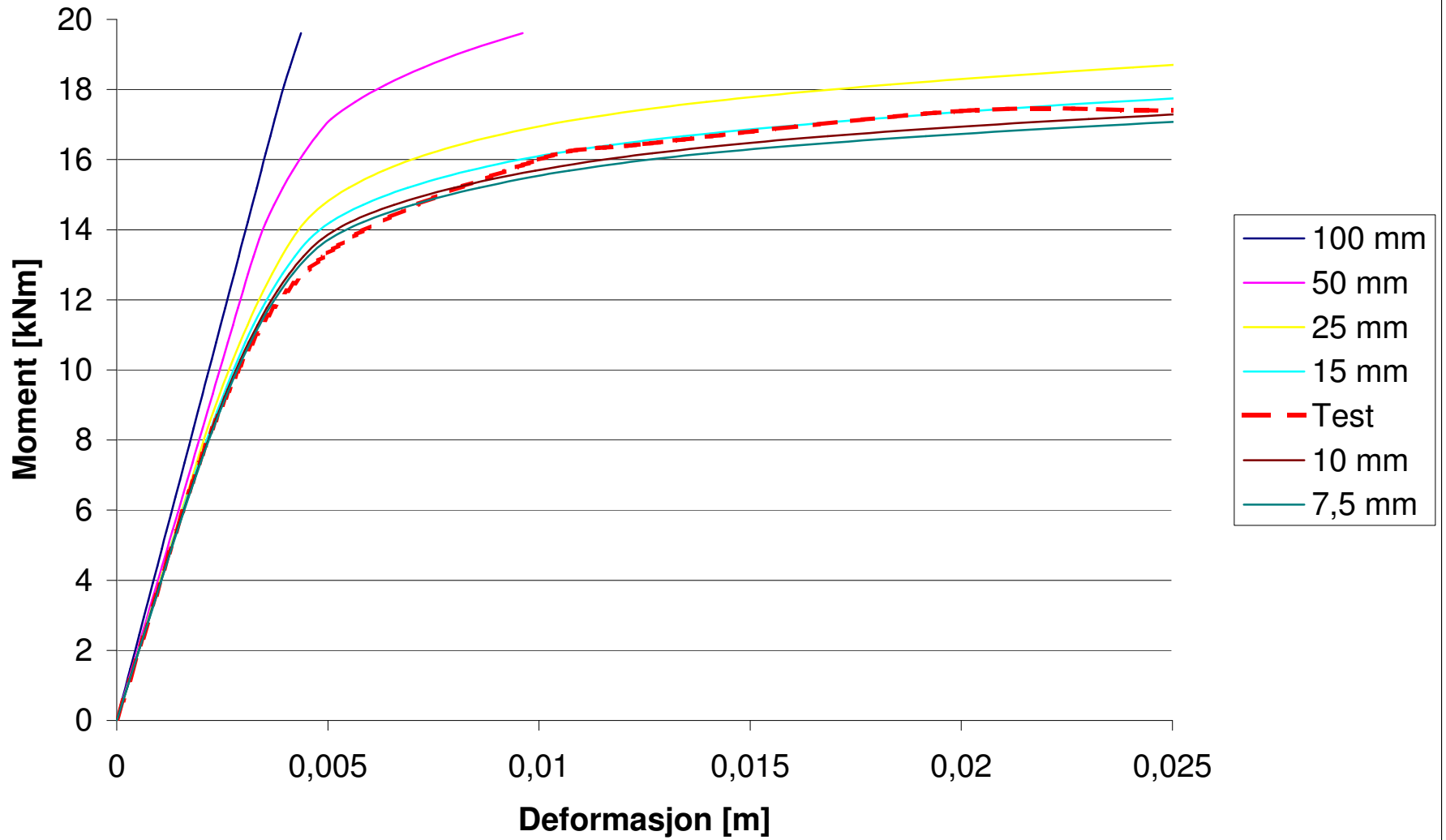
S4 element



S8R



STRI65



Vedlegg B

Utdrag fra laboratorieforsøket i Karlsruhe



AW: AW: Fw: CIDECT Web-Contact - 85.19.142.130

Stefan Herion

to:

mirza.buzaljko

10.11.2010 11:36

Cc:

trevor.mustard

Hide Details

From: "Stefan Herion" <stefan.herion@kit.edu>

To: <mirza.buzaljko@aibel.com>

Cc: <trevor.mustard@tatasteel.com>

History: This message has been forwarded.

Dear Mirza Buzaljko,

sorry, for the little delay with my answer. Now, after checking the original files, I found an error in the graph in enclosure 28. The denomination of the vertical axis gives the load P in kN and not the moment M in kNm .

I hope this helps to evaluated the results.

Best regards

Stefan Herion

Karlsruher Institut für Technologie (KIT)

Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine, Abt. Stahl- und Leichtmetallbau

Dr.-Ing. Stefan HERION

Head of Department Research and Education

Kaiserstr. 12

76131 Karlsruhe, GERMANY

Tel.: +49 721/608-2214

Fax: +49 721/608-4078

Email: herion@kit.edu

<http://stahl.vaka.kit.edu/>

KIT – Universität des Landes Baden-Württemberg und nationales Forschungszentrum in der Helmholtz-Gemeinschaft

Von: mirza.buzaljko@aibel.com [<mailto:mirza.buzaljko@aibel.com>]
Gesendet: Dienstag, 2. November 2010 09:05
An: Stefan Herion
Betreff: Re: AW: Fw: CIDECT Web-Contact - 85.19.142.130

Good Morning

The file that I am talking about is this .

Enclosure 24 and 28. In table in enclosure 24 under "Versuchswerte" , is that table according to graph in enclosure 28? The graph is showing significant higher moment capacities.

Best regards

Mirza buzaljko

"Stefan Herion" <stefan.herion@kit.edu>

To <trevor.mustard@tatasteel.com>, <mirza.buzaljko@aibel.com>

cc

02.11.2010 08:54

Subject AW: Fw: CIDECT Web-Contact - 85.19.142.130

Dear all,

This report was done by former colleagues at our Institute here in Karlsruhe. At the moment we are searching for the original files which might help to solve the problem. Due to the fact that we our rooms currently are under renovation, we might need some time to get the report.

Best regards

Stefan

Karlsruher Institut für Technologie (KIT)
Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine, Abt. Stahl- und Leichtmetallbau

Dr.-Ing. Stefan HERION
Head of Department Research and Education

Kaiserstr. 12
76131 Karlsruhe, GERMANY
Tel.: +49 721/608-2214
Fax: +49 721/608-4078
Email: herion@kit.edu
<http://stahl.vaka.kit.edu/>

KIT - Universität des Landes Baden-Württemberg und nationales Forschungszentrum
in der Helmholtz-Gemeinschaft

-----Ursprüngliche Nachricht-----

Von: trevor.mustard@tatasteel.com [<mailto:trevor.mustard@tatasteel.com>]
Gesendet: Montag, 1. November 2010 08:40
An: mirza.buzaljko@aibel.com; stefan.herion@va.uka.de
Betreff: Re: Fw: CIDECT Web-Contact - 85.19.142.130

I do not have any further information on the reports. You would need to direct any requests for information to the organisation preparing the report. I have

passed your emails to Stefan Herion at Karlsruhe to see if he can help.

If you have any problems please do not hesitate to contact me.

Regards

Trevor R Mustard BSc CEng MStructE

Applications Manager (Construction), Product Management & Development Tata Steel Tubes, PO Box 101, Weldon Road, Corby, Northants NN17 5UA

T: +44 (0)1536 404124

M: +44 (0)7860 384415

T: +44 (0)1724 405060 (Technical Hotline)

E: trevor.mustard@tatasteel.com

www.tatasteel.com

P Consider the environment - please don't print this email unnecessarily.

mirza.buzaljko@ai
bel.com

30/10/2010 09:45

Trevor.Mustard@corusgroup.com

To

cc

Subject

Fw: CIDECT Web-Contact -
85.19.142.130

Good day

I refer to contact Nicolas Neumann from Aibel As for purpose of the CIDECT research reports some weeks ago.

I am using your reports for research for my master thesis at University of Stavanger and had som questions to the report listed below.

*5AD-84/12 The development of recommendations for the design of welded joints between steel structural hollow sections (T- & X- type joints)

I am wondering how enclosure 20 and enclosure 28 are connected in report. The measured moment results in table show different results than on graph in enclosure 28.

I can not connect these two , should it maybe be applied force and not moment on the Y-axis ?

Can someone help me please, it would be of great help?

Regards

Mirza Buzaljko

(Embedded image moved to file: pic11478.gif) (Embedded image moved to file: pic29358.gif)

This e-mail and the information it contains is confidential and intended for the right addressee only. It may contain legally privileged and confidential

information. If you are not the person or organisation to whom it is addressed (or meant to be addressed to), you must not copy, distribute or take any action in reliance upon it. If you have received this email in error, please notify the sender immediately by telephone, fax or e-mail and delete it from your system. Aibel AS is not liable for any opinions expressed by the sender where this is a non-business e-mail.

This transmission is confidential and must not be used or disclosed by anyone other than the intended recipient. Neither Tata Steel Europe Limited nor any of its subsidiaries can accept any responsibility for any use or misuse of the transmission by anyone.

For address and company registration details of certain entities within the Tata Steel Europe group of companies, please visit <http://www.tatasteeleurope.com/entities>

This e-mail and the information it contains is confidential and intended for the right addressee only. It may contain legally privileged and confidential information. If you are not the person or organisation to whom it is addressed (or meant to be addressed to), you must not copy, distribute or take any action in reliance upon it. If you have received this email in error, please notify the sender immediately by telephone, fax or e-mail and delete it from your system. Aibel AS is not liable for any opinions expressed by the sender where this is a non-business e-mail.

Ergebnisse der Zugversuche nach Din 17100

Abmessungen	Versuchs Nr.	F (mm ²)	σ_y (N/mm ²)	σ_u (N/mm ²)	δ (%)
200 x 200 x 16 w	1	496,70	243,22	404,78	29,1
	2	514,25	248,95	408,23	30,8
	3	502,15	250,54	409,87	31,3
	4	499,13	254,71	410,78	29,4
260 x 260 x 16 w	1	487,03	249,27	365,58	34,3
	2	488,40	263,64	367,17	31,2
	3	492,65	256,88	369,38	33,5
	4	465,31	251,40	368,95	29,7
160 x 160 x 4,0 k	1	4264	459,7	520,6	19,5
	2	4200	338,1	400,0	28,8
	3	4056	298,3	392,0	30,0
	4	4095	310,1	398,1	31,3
100 x 100 x 4,0 k	1	3572	481,5	534,7	14,5
	2	3610	376,7	448,8	18,0
	3	3515	372,7	455,2	18,3
	4	3800	350,0	426,3	19,5
100 x 100 x 8,0 w	1	9422	316,7	463,4	30,5
	2	8848	338,5	463,7	31,9
	3	9422	309,9	461,6	30,8
	4	8848	338,0	468,0	30,6
160 x 90 x 6,0 k	1	1.1115	326,6	397,7	31,7
	2	1.1252	395,5	442,6	21,7
	3	1.1368	323,7	392,3	31,2
	4	1.1115	323,9	396,8	31,8
160 x 80 x 6,0 k	1	1.1484	327,4	367,5	32,5
	2	1.1484	316,1	370,1	30,3
	3	1.1880	416,7	465,9	20,3
	4	1.1484	320,4	363,1	32,0
160 x 160 x 5,0 k	1	8100	309,9	392,6	31,0
	2	8100	306,2	404,9	32,4
	3	8100	328,4	400,0	31,0
	4	8100	446,9	491,0	17,8

w = warm

k = kalt hergestellte RHP

Abmessungen	Versuchs Nr.	F (mm ²)	σ_y (N/mm ²)	σ_u (N/mm ²)	δ (%)
160 x 80 x 3,7 k	1	59,4	352	443	16,8
	2	59,3	360	435	17,8
	3	58,6	451	520	8,6 S
100 x 100 x 4,0 k	1	37,6	377	423	22,5
	2	38,2	374	421	23,0
	3	37,7	358	430	22,3
	4	38,0	488	503	16,3 S
80 x 80 x 4,0 k	1	37,22	390	425	28,8
	2	37,41	394	420	27,0
	3	37,41	418	422	22,5
	4	38,47	491	515	15,0 S
70 x 70 x 4,0 k	1	35,36	402	433	18,8
	2	35,60	406	497	20,8
	3	35,60	434	460	17,5
	4	34,91	513	530	14,5 S
60 x 60 x 4,0 k	1	37,21	443	476	17,8
	2	36,71	447	477	15,0
	3	36,71	445	482	16,5
	4	37,35	540	570	13,8 S
140 x 140 x 5,6 w	1	118,9	295,0	397,0	33,67
	2	118,9	295,0	402,0	33,83
	3	113,68	297,7	395,9	34,66
	4	123,00	277,2	392,7	39,17
140 x 140 x 7,1 w	1	164,25	275,3	409,1	33,29
	2	150,42	269,7	409,5	30,57
	3	159,14	272,5	403,4	29,71
	4	159,50	265,7	406,9	33,14
140 x 140 x 4,0 k	1	79,2	343	403	35,0
	2	76,6	336	408	33,7
	3	77,6	445	486	14,3 S

F = gemessene Querschnittsfläche der Zugprobe

Abmessungen	Vers.-Nr.	F (mm ²)	σ_y (N/mm ²)	σ_u (N/mm ²)	δ (%)
40 x 4,0 k	1	79,66	453,8	483,3	17,4
	2	79,35	442,3	491,5	17,4
	3	75,30	488,0	533,9	17,8
	4	71,10	447,3	478,3	18,3
140 x 5,0 k	1	93,67	300,7	365,4	33,9
	2	93,75	312,9	361,6	36,4
	3	95,33	371,1	424,1	15,7 S
140 x 6,0 k	1	115,5	361,4	402,5	31,8
	2	114,0	363,1	408,9	29,2
	3	115,2	436,2	479,1	16,7
120 x 3,6 k	1	116,6	312,7	420,3	12,1
	2	115,8	350,5	426,9	10,4
	3	114,8	332,0	438,0	10,7
	4 S	115,9	460,6	529,4	6,4
160 x 6,3 w	1	127,9	347,8	534,6	31,2
	2	137,4	345,8	537,3	31,0
	3	118,0	330,4	535,4	30,1
	4	148,3	301,7	455,1	29,8
180 x 6,3 w	1	124,9	427,6	528,3	16,4
	2	122,7	415,8	521,8	21,4
	3	128,2	454,0	542,2	23,4
	4	132,7	451,3	532,7	10,3
200 x 6,3 w	1	35,3	385,3	445,2	15,4
	2	35,0	361,0	452,8	15,9
	3	33,9	353,2	441,7	14,9
	4 S	35,4	437,7	532,0	8,74

Ermittelte Werkstoffkenndaten der verwendeten Hohlprofile

Abmessungen	Versuchs Nr.	F (mm ²)	σ_y (N/mm ²)	σ_u (N/mm ²)	δ (%)
100 x 100 x 6,3 W	1	119,10	244,6	356,0	36,83
	2	119,86	233,3	349,6	37,17
	3	121,39	244,9	354,2	38,50
	4	120,9	247,5	352,4	36,50
80 x 80 x 3,6 W	1	55,125	309,7	391,8	39,00
	2	54,60	334,2	399,3	37,00
	3	58,275	281,1	382,7	36,00
	4	55,80	269,0	397,9	36,25
80 x 80 x 4,5 W	1	74,025	336,0	408,0	49,75
	2	73,55	316,1	398,4	39,25
	3	70,65	368,7	426,0	39,00
	4	70,87	353,0	417,7	40,50
80 x 80 x 5,6 W	1	86,40	238,4	366,9	31,00
	2	86,35	254,5	369,4	31,00
	3	90,16	239,4	360,5	31,00
	4	86,80	253,2	356,0	35,4
80 x 80 x 8,8 W	1	208,32	258,8	379,1	30,63
	2	207,90	260,9	389,3	34,63
	3	215,76	267,4	383,7	30,25
	4	214,89	270,0	399,5	34,38
140 x 140 x 8,8 W	1	228,62	354,0	537,2	29,00
	2	229,08	339,4	522,5	26,75
	3	229,08	329,7	524,2	30,00
	4	231,57	319,8	531,7	29,63
200 x 120 x 14,2 W	1	426,71	264,84	402,09	31,0
	2	467,22	270,86	404,60	30,8
	3	453,0	265,06	400,41	30,4
	4	439,53	269,17	405,32	30,3
180 x 180 x 14,2 W	1	449,16	225,40	382,43	29,9
	2	443,70	218,89	363,92	33,0
	3	391,50	230,04	385,89	34,0
	4	420,50	236,55	388,20	32,7

F = gemessene Querschnittsfläche der Zugprobe

Abmessungen	Versuchs Nr.	F (mm ²)	σ_y (N/mm ²)	σ_D (N/mm ²)	δ (%)
80 x 80 x 3,0 k	1	57,5	438,3	485,2	15,7
	2	58,0	355,2	436,2	25,0
	3	58,1	370,1	438,9	24,6
	4	58,5	362,4	438,5	24,3
80 x 80 x 4,0 k	1	78,8	482,2	508,9	-
	2	79,7	416,6	439,1	26,1
	3	79,3	426,2	445,1	27,0
	4	80,4	421,6	440,3	-
80 x 80 x 5,0 k	1	92,5	501,6	505,4	17,8
	2	101,7	410,5	452,8	24,2
	3	101,9	429,3	449,5	23,5
	4	91,1	406,1	440,2	32,0
80 x 80 x 6,0 k	1	117,9	483,5	516,5	18,5
	2	119,2	390,1	429,5	26,0
	3	118,2	405,2	442,5	22,2
	4	118,0	396,6	437,3	24,8
90 x 90 x 5,0 k	1	97,1	522,1	566,4	18,9
	2	97,8	469,3	492,8	24,2
	3	97,2	430,6	477,4	27,3
	4	97,7	460,6	483,1	24,7
90 x 90 x 3,0 k	1	57,3	364,7	438,0	-
	2	58,7	332,2	371,4	35,6
	3	57,8	306,2	356,4	37,0
	4	57,5	321,7	367,8	40,0
90 x 90 x 4,0 k	1	81,1	463,6	476,0	-
	2	78,0	384,6	396,8	35,0
	3	78,4	395,4	404,7	33,2
	4	77,6	393,6	401,4	35,4
100 x 100 x 3,0 k	1	56,0	348,2	385,7	19,5
	2	59,4	308,1	360,8	24,8
	3	58,7	284,5	336,5	28,9
	4	59,0	313,6	362,7	25,7

F = gemessene Querschnittsfläche der Zugprobe

Nr.	Abmessungen [mm]	Parameter			Versuchslasten [kNm]		Versagens- art	theoretische Traglast nach Brodka/Sziendak [L] M_{th} [kNm]	M_{pl} [kNm]	100 M Vers.	100 M Diagr. Ant: 75	C^* Vers	C^* Diagr Ant: 83
		b_1/b_2	b_1/b_3	b_1/b_4	λ	M_U							
1	80 x 3,6 ²⁹⁸ 80 x 4,5 ²⁹⁷	1	22,2	0,8	31,9	8,9	4,97	1	4,58	13,0	38,2	1641	1600
2	80 x 3,6 ²⁹⁸ 80 x 5,6 ²⁹⁶	1	22,2	0,64	28,6	9,6	5,3	4	4,58	11,2	47	1498	1600
4	80 x 3,6 ²⁹⁸ 80 x 8,8 ²⁹⁴	1	22,2	0,41	48	12,6	6,3	1	4,58	17,1	37	1531	1600
110	80 x 5,6 ²⁹⁶ 80 x 5,6 ²⁹⁶	1	14,3	1	14,3	16,1	8,5	4	6,75	11,2	76	860	500
39	100 x 3,3 ²⁹⁴ 100 x 3,7 ²⁹⁴	1	33,3	1	33,3	7,8	4,83	1	6,26	13,2	37	3211	3200
102	100 x 4,3 ²⁹⁵ 100 x 4,3 ²⁹⁵	1	25	1	25	16,5	10,0	4	10,2	21,9	46	1761	1950
109	100 x 6,3 ²⁹³ 100 x 4,3 ²⁹⁵	1	15,9	16	12,1	21,1	13,5	4	11,5	21,9	62	575	400
103	100 x 6,3 ²⁹⁷ 100 x 6,3 ²⁹⁷	1	15,9	1	15,9	25,9	14,4	4	11,5	25,9	55	649	600
115	100 x 8,3 ²⁹⁶ 100 x 4,3 ²⁹⁵	1	12,5	2	5,5	24,9	18,1	4	20,4	21,9	83	650	400

Versagensarten: ① Beulen des Gurlstegs ② Beulen des Gurtlanschs ③ Fließen im aufges. Stab ④ Schweißnaht
Versuchsergebnisse aus [1], T-Knoten unter Momentbelastung

Nr.	Abmessungen [mm]	Parameter			Versuchslasten [kNm]		Versagens- art	theoretische Traglast nach Brodka/Szlendak[4] M_{th} [kNm]	$M_{pl,1}$ [kNm]	100 μ M Vers.	100 μ M Diagr. Anl. 75	C^X Vers	C^X Diagr Anl. 83
		b_1/b_0	b/b_0	l_A/l_0	κ	M_U							
112	100 x 8 326 100 x 5 407	1	12,5	1,6	7,2	32,0	21,3	4	20,4	27,0	72	650	400
113	100 x 10 100 x 8 326	1	10	1,25	8,4	51,3	31,7	4	23,3	44,1	70	350	350
117	120 x 3,6 722 120 x 3,6 722	1	40	1	40	14,4	10,1	1	11,3	24,4	32	7037	4200
118	120 x 4 380 120 x 4 380	1	30	1	30	19,6	11,8	1	14,5	29,5	38	3788	2700
119	120 x 5 360 120 x 5 360	1	24	1	24	24,7	17,0	4	19,8	38,0	45	1654	1700
120	120 x 6 393 120 x 6 393	1	20	1	20	29,1	23,0	4	24,5	45,2	50	916	1200
121	140 x 4 360 140 x 4 360	1	35	1	35	26,1	15,5	1	17,6	40,5	35	3356	3500
18	140 x 5 328 140 x 5 328	1	28	1	28	37,6	24,8	4	20,6	43,4	40	2540	2500
123	140 x 6 387 140 x 6 387	1	23,3	1	23,3	42,1	29,9	4	30,0	60,1	46	1878	1850

Versagensarten: ① Beulen des Gurtslegs ② Beulen des Gurtfianschs ③ Filellen im aufges. Stab ④ Schweißnaht
 Versuchsergebnisse aus [1], T-Knoten unter Momentbelastung

Nr.	Abmessungen [mm]	Parameter			Versuchslasten [kNm]		Versagens- art	theoretische Traglast nach Brodka/Sziendak [kNm]	M _{pl,1} [kNm]	100μ _M Vers.	100μ _M Diagr. Anl.75	C ^x Vers	C ^x Diagr Anl.83
		b ₁ /b ₀	b ₂ /b ₀	κ	M _U	M _y							
70	200 x 16,2 ₂₂ 200 x 6,3 ₃₃	1	12,5	2,54	6,8	125	89,7	4	122,4	73	73	343	350
106	265 x 6,3 ₃₃ 265 x 6,3 ₃₃	1	42	1	42	132,4	86,8	1	85,6	42	31	2880	4500
116	180 x 6,3 ₃₃ 180 x 6,3 ₃₃	1	28,6	1	28,6	88	60,7	4	62,6	50	40	4090	2600

Versagensarten: ① Beulen des Gurtstegs ② Beulen des Gurtflanschs ③ Fließen im aufges. Stab ④ Schweißnahttrifft
 Versuchsergebnisse aus [1], T-Knoten unter Momentbelastung

Nr.	Abmessungen [mm]	Parameter			Versuchslasten [kNm]		Versagensart	theor. Traglast [kNm]		$M_{p1,1}$ [kNm]	100 μ M Vers.	100 μ M Diagr. Anl.75	C ^x Vers	C ^x Diagr Anl.70-82
		b_1/b_0	b/b_0	α/λ_1	K	M_U		M_y	Mouty (7) M_{th}					
36	100 x 3 90 x 3	0,9	33,3	1	35,3	5,0	3,68	1	-	344	5,8	11,2	2308	1700
37	100 x 3 90 x 4	0,9	33,3	0,75	58,5	5,34	3,91	1	-	344	5,8	18,1	2385	2131
38	100 x 3 90 x 5	0,9	33,3	0,60	83,4	6,30	4,15	1	-	344	5,8	25,1	2530	2542
71	180 x 14,2 160 x 6,3	0,89	12,7	2,25	5,6	81,9	57	3	-	70,7	166	66	446	450
74	160 x 6,3 140 x 4	0,88	25,4	1,58	16	26	20,2	3	-	210	38	39	921	802
40	120 x 3 100 x 3	0,83	40	1	35,6	6,03	3,22	1,2	4,9	357	5,2	13,2	1370	1137
30	100 x 3 80 x 3	0,8	33,3	1	40,7	4,74	2,07	1,2	3,1	193	3,2	10,1	623	774
31	100 x 3 80 x 4	0,8	33,3	0,75	62	4,97	2,30	1,2	4,3	193	3,2	14,9	1082	972
32	100 x 3 80 x 4,5	0,8	33,3	0,67	54,8	5,06	2,53	1	5,3	193	3,2	13,0	1108	1062

Versagensarten: ① Beulen des Gurtslegs ② Beulen des Gurttlanschs ③ Fließen im aufges. Stab ④ Schweißnaht
 Versuchsergebnisse aus [1], T-Knoten unter Momentbelastung

Nr.	Abmessungen [mm]	Parameter			Versuchslasten [kNm]		Versagensart	Theor. Traglast. [kNm]			M _{pl,1} [kNm]	100l _M Vers.	100l _M Diagr. Anl. 75	C ^K Vers	C ^K Diagr Anl. 79-82	
		b ₁ /b ₀	b/b ₀	λ/λ ₁	M _U	M _y		M _{th}	Brodka (4)	Loo (5)						M _{th}
33	100 x 3 80 x 5	0,8	33,3	0,6	73,7	5,06	2,67	2	7,5	1,93	3,2	17,2	16	15	1228	1160
34	100 x 3 80 x 6	0,8	33,3	0,5	89,2	5,06	2,76	1,2	-	1,93	3,2	19,7	14	15	1284	1339
5	100 x 4 80 x 3,6	0,8	25	1,1	16,8	7,04	5,2	3,1	9,2	3,9	6,5	9,3	56	44	504	611
6	100 x 4 80 x 4,5	0,8	25	0,9	24,1	8,92	4,6	3,1	14,9	3,9	6,5	13,0	35	34	877	716
7	100 x 4 80 x 5,6	0,8	25	0,71	21,6	10,0	4,41	1,3	21,3	3,9	6,5	11,2	39	37	943	864
9	100 x 4 80 x 8,8	0,8	25	0,45	36,6	11,5	7,73	1	-	3,9	6,5	17,1	45	30	1229	1238
105	100 x 4,5 80 x 5,6	0,8	22,2	0,8	27,7	8,6	5,15	3,1	-	3,98	7,0	11,2	46	35	806	746
10	100 x 6,3 80 x 3,6	0,8	15,9	1,75	11,1	9,3	5,24	3	-	5,93	11,2	9,3	56	56	407	361
11	100 x 6,3 80 x 4,5	0,8	15,9	1,4	16	12,6	6,03	3	-	5,93	11,2	13,0	46	46	413	431

Versagensarten: ① Beulen des Gurtstegs ② Beulen des Gurtflanschs ③ Fließen im aufges. Stab ④ Schweißnahttrif

Versuchsergebnisse aus [1], T-Knoten unter Momentbelastung

Nr.	Abmessungen [mm]	Parameter			Versuchslasten [kNm]		Versagens- art	theor. Traglast [kNm]		M _{p1,1} [kNm]	100µm Vers.	100µm Diagr. Anl.75	C ^K Vers	C ^K Diagr Anl. 79-82
		b ₁ /b ₀	b ₂ /b ₀	t ₁ /t ₁	κ	M _u		M _y	M _{th}					
12	100 x 6,3 80 x 5,6	0,8	15,9	1,13	14,3	10,0	6,26	3,1	-	5,93	11,2	56	541	510
14	100 x 6,3 80 x 8,8	0,8	15,9	0,72	24,1	18,5	8,46	1,3	-	5,93	11,2	49	588	729
107	100 x 8 80 x 5,6	0,8	12,5	1,43	5	18,0	10,7	3	-	11,9	32,8	96	387	403
114	100 x 10 80 x 5,6	0,8	10	1,8	5,5	20,0	11,04	3	-	15,0	49	99	338	325
72	180 x 14,2 140 x 4	0,78	12,7	3,55	5	39,7	33,0	3,5	200	43,8	90	80	152	177
73	180 x 14,2 140 x 5,0	0,78	12,7	2,84	7	60,7	39,6	3	238	43,8	90	70	280	211
77	260 x 16 200 x 6,3	0,77	16,3	2,54	8,8	98	64,4	3,5	328	93,2	165	53	216	228
41	140 x 4 100 x 3	0,71	35	1,33	21,9	8,0	3,31	2,3	4,4	40,2	6,1	25	267	325
42	140 x 5 100 x 3	0,71	28	1,6	16	10,5	4,73	3,2	6,6	54,3	9,1	36	242	261

Versagensarten: ① Beulen des Gurtstegs ② Beulen des Gurtflanschs ③ Fließen im aufges. Stab ④ Schweißnahttrif
Versuchsergebnisse aus [1]; T-Knoten unter Momentbelastung

Nr.	Abmessungen [mm]	Parameter			Versuchslasten [kNm]		Versagensart	theor. Traglast [kNm]			$M_{pl,1}$ [kNm]	100 μ_M Vers.	100 μ_M Diagr. Anl.75	C ^X Vers	C ^X Diagr
		b_1/b_0	l_1/l_0	λ_1	κ	M_U		M_y	M _{th}	M _{th}					
43	140 x 6 100 x 3	0,71	23,3	2	9,4	12,1	6,62	3,4	10,5	9,1	14,2	13,2	50	218	209
16	140 x 5,6 100 x 4	0,71	25	1,4	24,6	12,8	5,52	3,2	9,2	6,0	9,9	16,8	22	351	282
17	140 x 5,6 100 x 6,3	0,71	25	0,89	23,5	15,0	8,3	3,2	12,1	6,0	9,9	25,9	32	520	403
19	140 x 7,1 100 x 4	0,71	19,7	1,78	15,3	16,9	8,65	3	12,4	8,8	14,6	16,8	44	276	222
20	140 x 7,1 100 x 6,3	0,71	19,7	1,13	20	21,6	10,1	3	16,7	8,8	14,6	25,9	38	355	318
21	140 x 8,8 100 x 4	0,71	15,9	2,2	8,6	18,2	11,8	4,3	24,7	16,5	27,8	16,8	70	164	182
22	140 x 8,8 100 x 6,3	0,71	15,9	1,4	10,7	27,1	12,9	3	34,4	16,5	27,8	25,9	48	275	260
58	100 x 3 70 x 4	0,7	33,3	0,75	58	3,82	1,63	2	1,9	1,28	2,0	10,2	14	488	468
59	100 x 4 70 x 4	0,7	25	1	25	6,16	2,58	3,2	4,4	2,6	4,3	10,2	22	394	344

Versagensarten: ① Beulen des Gurtslegs ② Beulen des Gurttlanschs ③ Fließen im aufges. Stab ④ Schweißnaht
 Versuchsergebnisse aus [1], T-Knoten unter Momentbelastung

Nr.	Abmessungen [mm]	Parameter			Versuchslasten [kNm]		Versagens- art	theor. Traglast [kNm]			$M_{pl,1}$ [kNm]	100 μ M Vers.	100 μ M Diagr. Anl. 75	C ^x Vers	C ^x Diagr Anl. 79-82	
		b_1/b_0	t_2/b_0	t_2/t_1	κ	M_U		M_y	M _{th} (7)	M _{th} (4)						M _{th} (5)
75	260 x 16 180 x 6,3	0,69	16,3	2,54	6,4	78	59	3	202	61,4	91,4	70	84	65	174,5	147
44	160 x 4 100 x 3	0,63	40	1,33	31,3	7,04	2,48	2,3	2,8	2,84	3,8	13,2	19	17	185	192
45	160 x 5 100 x 3	0,63	32	1,60	20	11,0	4,05	3,4	4,4	4,4	6,0	13,2	31	28	156	159
60	100 x 3 60 x 4	0,6	33,3	0,75	60	2,9	0,92	2	1,2	0,91	1,23	7,9	12	10	205	240
111	100 x 8 60 x 4	0,6	12,5	2	8,7	8,24	5,15	3,	9,0	6,13	12,5	7,4	65	52	115	104
108	100 x 4 60 x 4	0,6	25	1	30	4,0	1,04	3,4	2,8	1,87	2,66	7,9	23	19	186	186
24	200 x 6,3 120 x 6,3	0,6	31	1	31	22,4	8,1	2,3	9,3	9,36	12,0	40,1	20	17	197	189
76	140 x 5 80 x 8,8	0,57	28	0,57	49	12,2	5,5	2	12,9	3,76	4,45	16,5	33	13	294	243
78	180 x 14,2 100 x 6,3	0,56	12,7	2,25	7,8	28,9	15,6	3	70	22,3	29,6	25,9	60	58	87	75

Versagensarten: ① Beulen des Gurtsteigs ② Beulen des Gurtflanschs ③ Fließen im aufges. Stab ④ Schweißnaht
Versuchsergebnisse aus [11], T-Knoten unter Momentbelastung

Nr.	Abmessungen [mm]	Parameter			Versuchslasten [kNm]		Versagensart	theor. Traglast. [kNm]			M _{pl,1} [kNm]	100µM Vers.	100µM Diagr. Anl. 75	C ^x Vers	C ^x Diagr Anl. 79-82
		b ₁ /b ₀	b ₂ /b ₀	t ₀ /A ₁	κ	M _U		M _Y	M _{th} [7]	M _{th} [4]					
95	200 x 16,0 140 x 7,1	0,7	12,5	2,24	6,0	56,4	39,7	3	211	52,5	91,5	49,7	80	177	165
90	180 x 14,2 100 x 4,0	0,56	12,7	3,55	6,0	20,5	13,9	4	61,5	22,1	29,6	21,0	66	52	52
98	260 x 16 140 x 7,1	0,54	16,3	2,24	7,9	43,2	30,2	3	114	44,0	50,8	49,6	60	68	67
92	180 x 14,2 90 x 5	0,50	12,7	2,84	9,2	22,4	14,0	3	54	18,9	35	25,1	56	53	46
93	200 x 16 100 x 4,0	0,5	12,5	4	5,0	19,9	15,5	4	71	29,0	28,6	21,0	75	50	60
91	180 x 14,2 80 x 6	0,44	12,7	2,37	9,25	15,8	11,5	3	48	16,2	11,9	19,7	56	35	34,6
27	100 x 3 40 x 4	0,4	33,3	0,75	63	1,38	0,51	2	0,64	0,50	1,8	3,12	16	65	66
94	200 x 16 80 x 6	0,4	12,5	2,67	7,4	16,3	12,0	3	57,2	22,0	78	19,7	61	31	24
96	260 x 16 100 x 4	0,38	16,3	4,0	6,5	25,0	14,1	3	65,5	28,4	64	21,0	67	19	15
97	260 x 16 90 x 5	0,35	16,3	3,2	7,0	23,5	15,5	3	61	25,5	42	25,1	62	16	15

Versagensarten: ① Beulen des Gurtslegs ② Beulen des Gurttanschs ③ Fließen im aufges. Stab ④ Schweißnaht
 Versuchsergebnisse aus [1], T-Knoten unter Momentbelastung

Versuche mit kombinierter Belastung (MV-Belastung)

Nr.	Abmessungen [mm]	Parameter			Versuchslasten [kNm, kN]		Versagens- art	N _{pl,1} [kN]	M _{pl,1} [kNm]	100μ _M Vers.	100μ _M Diagr. Anl. 75	C ^x Vers.	C ^x Diagr Anl. 79-82
		b ₁ /b ₀	b ₂ /b ₀	b ₁ /h ₁	κ	M _{Nu}							
2	80 x 3,6	1	22,2	0,64	20,6	7,6	5,6	403	11,2	50	40	1940	1600
	80 x 5,4					13,6	10,0						
5	100 x 4	0,8	25	1,1	16,8	5,5	4,0	325	9,3	43	44	486	611
	80 x 3,6					9,83	7,1						
6	100 x 4	0,8	25	0,9	24,1	6,25	4,3	460	13	33	34	681	716
	80 x 4,5					11,0	7,6						
7	100 x 4	0,8	25	0,71	21,6	7,2	5,1	403	11,2	45,5	37	721	864
	80 x 5,6					12,95	9,1						
9	100 x 4	0,8	25	0,45	36,3	9,36	6,6	644	17,1	39	30	1424	1238
	80 x 8,8					16,9	11,9						
10	100 x 6,3	0,8	15,9	1,75	11,1	7,4	6,2	325	9,3	67	56	393	361
	80 x 3,5					13,3	8,8						
11	100 x 6,3	0,8	15,9	1,40	16	8,76	6,2	460	13,0	48	46	453	431
	80 x 4,5					15,6	11						
12	100 x 6,3	0,8	15,9	1,13	14,3	9,35	6,7	403	11,2	60	52	456	510
	80 x 5,6					16,7	11,9						
14	100 x 6,3	0,8	15,9	0,72	24,1	12,06	8,6	644	17,1	50	39	655	729
	80 x 8,8					21,8	15,6						

Versagensarten: ① Beulen des Gurtstegs ② Beulen des Gurtflanschs ③ Fließen im aufges. Stab ④ Schweißnaht
 Versuchsergebnisse aus [1], T-Knoten unter kombinierter (M,N-) Belastung

Nr.	Abmessungen [mm]	Parameter			Versuchslasten [kNm/kN]		Versagensart	N _{pl,1} [kN]	M _{pl,1} [kNm]	100μ _{MN} Vers.	100μ _M Diagr. Anl. 75	C ^x Vers.	C ^x Diagr. Anl. 79-82
		b ₁ /b ₀	b ₂ /b ₀	b ₀ /h ₁	κ	M _u							
17	140 x 5,6 100 x 6,3	0,71	25	0,89	23,5	9,3 16,9	5,9 10,8	3,2	566	19,8	30 1,9	483	403
19	140 x 7,1 100 x 4	0,71	19,7	1,78	15,3	13,8 25,6	9,2 17,0	3	590	16,8	55 2,9	268	222
21	140 x 8,8 100 x 6,3	0,71	15,9	2,2	8,6	18,8 34,5	13,0 23,8	4,3	590	16,8	77 4	219	182
22	140 x 8,8 100 x 6,3	0,71	15,9	1,4	8,2	17,7 31,8	13,2 23,8	3	566	19,8	67 4,2	261	260

Versagensarten: ① Beulen des Gurtstegs ② Beulen des Gurtlanschs ③ Fließen im aufges. Stab ④ Schweißnaht
 Versuchsergebnisse aus [1], T-Knoten unter kombinierter (MN-) Belastung

Knoten mit nichtquadratischen Vertikalstäben unter Momentbelastung

Nr.	Abmessungen [mm]	Parameter			Versuchslasten [kNm]		Versagensart	$M_{pl,1}$ [kNm]	100 μ -M Vers.	100 μ -M Diagr. Anl. 75	C ^x Vers.	C ^x Diagr Anl. 79-82, 87	theor. Traglast nach [4] $M_{pl,1} [kNm]$		
		b_1/b_0	b/b_0	t/t_1	κ	h/h_1								M_U	M_y
15	140 x 80 x 5,6 80 x 140 x 5,6	0,57	25	1	25	0,57	12,6	7,3	3	27,6	26	23	457	395	7,36
23	160 x 90 x 5,6 90 x 160 x 5,6	0,56	29	1	29	0,56	11,3	6,4	3	31,7	21	19	323	372	9,07
25	200 x 200 x 6,3 200 x 120 x 6,3	1,17 33	33	1	32	1,66	46,7	26,3	1	56,9	46	40	580	756	30,1
28	100 x 100 x 3 40 x 100 x 3	0,4	33	1	44	0,4	4,0	1,2	2	9,2	13	13	225	223	1,30
29	100 x 100 x 3 60 x 100 x 3	0,6	33	1	39,5	0,6	4,7	1,6	2	10,8	15	14	316	382	1,67
35	100 x 100 x 3 80 x 100 x 3	0,8	33	1	36	0,8	5,6	2,4	1,2	10,4	23	23	835	847	2,61
104	200 x 120 x 6 120 x 120 x 4	0,6	33	1,5	22	1	22,1	9,8	3	29,5	33	23	121	140	6,96
124	200 x 120 x 4 120 x 120 x 4	0,6	50	1	50	1	8,5	3,5	2	29,4	12	12	166	205	3,12

Versagensarten: ① Beulen des Gurtslegs ② Beulen des Gurttlanschs ③ Filetten im aufges. Stab ④ Schweißnaht
 Versuchsergebnisse aus [1], T-Knoten unter Momentbelastung

Nr.	Abmessungen [mm]	Parameter				Versuchslasten [kNm]		Versagensart	M _{pl} [kNm]	100 μ _M Vers.	100 μ _M Diagr. Anl. 75	C ^x Vers.	C ^x Diagr. Anl. 79-82, 84	theor. Traglast nach (4) M _{th} [kNm]
		b ₁ /b ₀	b ₀ /b ₀	t ₀ /t ₁	κ	b ₁ /h	M _u							
101	250 x 100 x 5 100 x 100 x 4	0,4	50	1,25	40	1	27,1	3,3	21,9	15	58	44,3	3,32	
26	200 x 200 x 6,3 200 x 120 x 14,2	1 2,6	31,7	0,44	56	1,66	45,1	28,1	91	31	1664	1374	30,0	

Versagensarten: ① Beulen des Gurtsteigs ② Beulen des Gurtflanschs ③ Fließen im aufges. Stab ④ Schweißnahtreif
 Versuchsergebnisse aus [1], T-Knoten unter Momentbelastung

Abmessungen und Versuchsergebnisse ; T - Knoten

VER- SUCH Nr.	ABMESSUNGEN GURT/VERTIKALE [mm]	σ_e [N/mm ²]	GEOM. PARAMETER				GURT- VORSP. [N/mm ²]	$M_{pl,1}$ (Vertikale) [kNm]	VERSUCHSERGEBNISSE		theor. Tragl. nach [4] $M_{pl}(kNm)$			
			b_1/b_0	b_0/t_0	t_0/t_1	t_0/h_0			k	M_u [kNm]		M_y [kNm]	100 μ_m	Vers. art S.u.
1a	120 x 3,5	331,7	1	34,3	1	1	34,3	0	23,6	17,1	13,05	55,2	1	11,1
	120 x 3,5	331,7												
1b	120 x 3,55	331,7	1	33,8	1	1	34,3	121,2	24,3	16,5	12,86	53,0	1	11,0
	120 x 3,6	331,7												
1c	120 x 3,50	331,7	1	34,3	1	1	34,3	181,6	23,6	16,3	12,28	52,0	1	10,5
	120 x 3,50	331,7												
1d	120 x 3,55	331,7	1	33,8	1	1	33,8	210,1	23,95	14,3	11,28	47,1	1	10,4
	120 x 3,55	331,7												
1e	100 x 2,86	313,6	1	35,0	1	1	34,7	0	12,6	8,6	6,11	48,5	1	5,94
	100 x 2,84	313,6												
1f	100 x 3,0	313,6	1	33,3	1	1	33,3	164,9	13,3	8,97	6,73	50,7	1	5,95
	100 x 3,0	313,6												
1g	100 x 3,1	313,6	1	32,3	1,05	1	30,7	241,7	13,1	7,87	6,04	46,2	1	5,49
	100 x 2,95	313,6												

Versagensarten:
 1 Beulen des Gurtslegs; 3 Fließen der Vertikale
 2 Beulen des Gurtflanschs; 4 Schweißnahtriß

Abmessungen und Versuchsergebnisse ; T - Knoten

VER- SUCH Nr.	ABMESSUNGEN GURT/VERTIKALE [mm]	σ_e [N/mm ²]	GEOM. PARAMETER						GURT- VORSP. [N/mm ²]	M _{pl,1} (Vertikale) [kNm]	VERSUCHSERGEBNISSE			theor. Tragl. n. [4] M _{pl} [kNm]
			b ₁ /b ₀	b ₀ /t ₀	t ₀ /t ₁	b ₀ /h ₀	κ	M _u [kNm]			M _y [kNm]	100 μ _M	Vers. art S.u.	
2a	200 x 5,9	366,5	0,8	33,9	1,64	1	18,1	0	42,3	21,2	16,0	38,0	2	17,5
	160 x 3,6	320,0												
2b	200 x 5,9	366,5	0,8	33,9	1,64	1	18,1	97,8	42,3	19,9	14,0	33,0	2	17,1
	160 x 3,6	320,0												
2c	200 x 6,1	366,5	0,8	32,8	1,65	1	19,3	153,6	43,4	19,3	13,7	31,5	2	16,5
	160 x 3,7	320,0												
2d	200 x 5,9	366,5	0,8	33,9	1,64	1	18,1	204,9	42,3	16,9	12,7	30,0	2	15,6
	160 x 3,6	320,0												
3a	200 x 5,9	366,5	0,9	33,9	1	1	41,1	0	119,1	41,1	31,1	26,0	3,1	31,3
	180 x 6,0	437,2												
3b	200 x 6,0	366,5	0,9	33,3	1	1	39,4	108,8	118,2	39,3	30,2	25,5	3,1	30,6
	180 x 5,95	437,2												
3c	200 x 6,0	366,5	0,9	33,3	1	1	40,1	150,5	120,1	39,05	28,2	23,5	3,1	30,0
	180 x 6,05	437,2												
3d	200 x 6,0	366,5	0,9	33,3	1	1	40,4	193,5	121,0	37,4	26,6	22,0	3,1	29,0
	180 x 5,1	437,2												

Versagensarten:
 1 Beulen des Gurtslegs, 3 Fließen der Vertikale
 2 Beulen des Gurtflanschs, 4 Schweifnahttriss

Abmessungen und Versuchsergebnisse ; T - Knoten

VER- SUCH Nr.	ABMESSUNGEN GURT/VERTIKALE [mm]	σ_e [N/mm ²]		GEOM. PARAMETER				GURT- VORSP. [N/mm ²]	M_{pl} (Vertikale) [kNm]	VERSUCHSERGEBNISSE			theor. Tragl. n. [4.] M_{II} [kNm]	
				b_1/b_0	b_0/t_0	t_0/t_1	t_0/t_b			K	M_U [kNm]	M_y [kNm]		$100 \mu_M$
4a	160 x 4,05	320,0	339,6	0,88	39,5	1,16	1	36,1	33,22	12,82	8,82	26,6	1	8,87
	140 x 3,50													
4b	160 x 4,00	320,0	339,6	0,88	40,0	1,07	1	39,7	35,46	10,50	7,86	22,2	1	8,41
	140 x 3,75													
4c	160 x 3,95	320,0	339,6	0,88	40,5	1,05	1	40,9	35,46	8,23	6,42	18,1	1	7,77
	140 x 3,75													
4d	160 x 4,0	320,0	339,6	0,88	40,0	1,07	1	39,7	35,46	6,53	4,97	14,0	1	7,29
	140 x 3,75													
5a	100 x 3,0	313,6	447,8	0,4	33,3	0,75	1	63,5	3,48	0,69	0,22	6,3	2	0,35
	40 x 4,0													
5b	100 x 3,05	313,6	445,0	0,6	32,8	0,77	1	60,3	8,28	1,15	0,72	8,7	2	0,70
	60 x 3,95													
5c	100 x 3,05	313,6	414,0	0,7	32,8	0,78	1	55,3	10,58	1,98	1,3	12,3	2	1,02
	70 x 3,9													
5d	100 x 3,0	313,6	395,1	0,8	33,3	0,77	1	54,5	13,39	2,61	1,73	12,9	1,2	1,61
	80 x 3,9													
5e	100 x 3,0	313,6	391,2	0,9	33,3	0,82	1	50,7	16,0	4,51	3,21	20,1	1	3,01
	90 x 3,65													

Versagensarten: 1 Beulen des Gurtstegs, 3 Fließen der Vertikale
2 Beulen des Gurtflanschs, 4 Schweinanzriss

Abmessungen und Versuchsergebnisse ; T - Knoten

VER- SUCH Nr.	ABMESSUNGEN GURT/VERTIKALE [mm]	σ_e [N/mm ²]	GEOM. PARAMETER						GURT- VORSP. [N/mm ²]	M _{pl} (Vertikale) [kNm]	VERSUCHSERGEBNISSE		f _{theor.} Tragl. n. [4] Min. (kN/m)	
			b ₁ /b ₀	b ₀ /t ₀	t ₀ /t ₁	t ₀ /t ₂	K	M _u [kNm]			M _y [kNm]	Vers. art. s.u.		
6a	160 x 80 x 3,7	356,2	0,88	43,2	0,93	2	44,6	0	37,7	21,2	8,32	22,1	2	7,48
	140 x 4,0	339,6												
6b	160 x 80 x 3,8	356,2	0,88	42,0	0,93	2	43,3	45,3	38,6	19,9	-	-	2	7,82
	140 x 4,1	339,6												
6c	160 x 80 x 3,7	356,2	0,88	43,2	0,95	2	43,2	101,1	36,8	19,3	8,17	22,2	2	7,25
	140 x 3,9	339,6												
6d	160 x 80 x 3,7	356,2	0,88	43,2	0,90	2	45,7	152,2	38,6	16,9	7,69	19,9	2	6,93
	140 x 4,1	339,6												
7a	100 x 2,85	313,6	0,6	35,1	0,74	1	67,3	0	8,10	2,96	0,94	11,6	1	0,91
	60 x 3,85	445,0												
7b	100 x 2,90	313,6	0,6	32,8	0,76	1	61,0	101,5	8,28	2,39	0,84	10,0	1	0,81
	60 x 3,95	445,0												
7c	100 x 2,95	313,6	0,6	33,9	0,73	1	66,0	167,7	8,45	2,07	0,75	8,7	1	0,76
	60 x 4,05	445,0												
7d	100 x 2,95	313,6	0,6	33,9	0,75	1	60,3	203,0	8,28	1,15	0,70	8,5	1	0,70
	60 x 3,95	445,0												

Versagensarten:

- 1 Beulen des Gurtstegs ; 3 Fließen der Vertikale
- 2 Beulen des Gurtflanschs, 4 Schweißnahtbriss

Versuchsauswertung der T-Knoten mit Gurtvorspannung

Vers. Nr.	Abmessungen Gurt/Vertikale (mm)	Gurtvorspannung σ_G (N/mm ²)			Versuchswerte (kNm)			$\frac{M_{U,mit P_G}}{M_{U,o.P_G}}$	$\frac{H_{,mit P_G}}{H_{,ohne P_G}}$	$\frac{\sigma_{G,Ges}}{\sigma_{y,G}}$	μ_G gem. Kap. 10.1.3
		P_G	$M_y + R_y$	Ges.	M_u	M_y	μ				
1a	120 x 3,50	0	94	94	17,1	13,0	0,55	1	1	0,28	1
	120 x 3,50										
1b	120 x 3,55	198 *	93	291	16,5	12,9	0,53	0,96	0,96	0,79	0,81
	120 x 3,60										
1c	120 x 3,50	206 *	84	290	16,3	12,3	0,52	0,95	0,95	0,79	0,81
	120 x 3,50										
1d	120 x 3,55	290 *	81	371	14,3	11,3	0,47	0,84	0,85	1,01	0,70
	120 x 3,55										
1e	100 x 2,85	0	79	79	8,6	6,1	0,49	1	1	0,25	1
	100 x 2,85										
1f	100 x 3,00	165	83	248	9,0	6,7	0,51	1,05	1	0,79	0,81
	100 x 3,00										
1g	100 x 3,10	242	72	314	7,9	6,0	0,46	0,88	0,90	1,0	0,70
	100 x 2,95										

* aus Dehnungsmessungen mit DMS im Gurtflansch berechnete Spannung

Versuchsauswertung der T-Knoten mit Gurtvorspannung

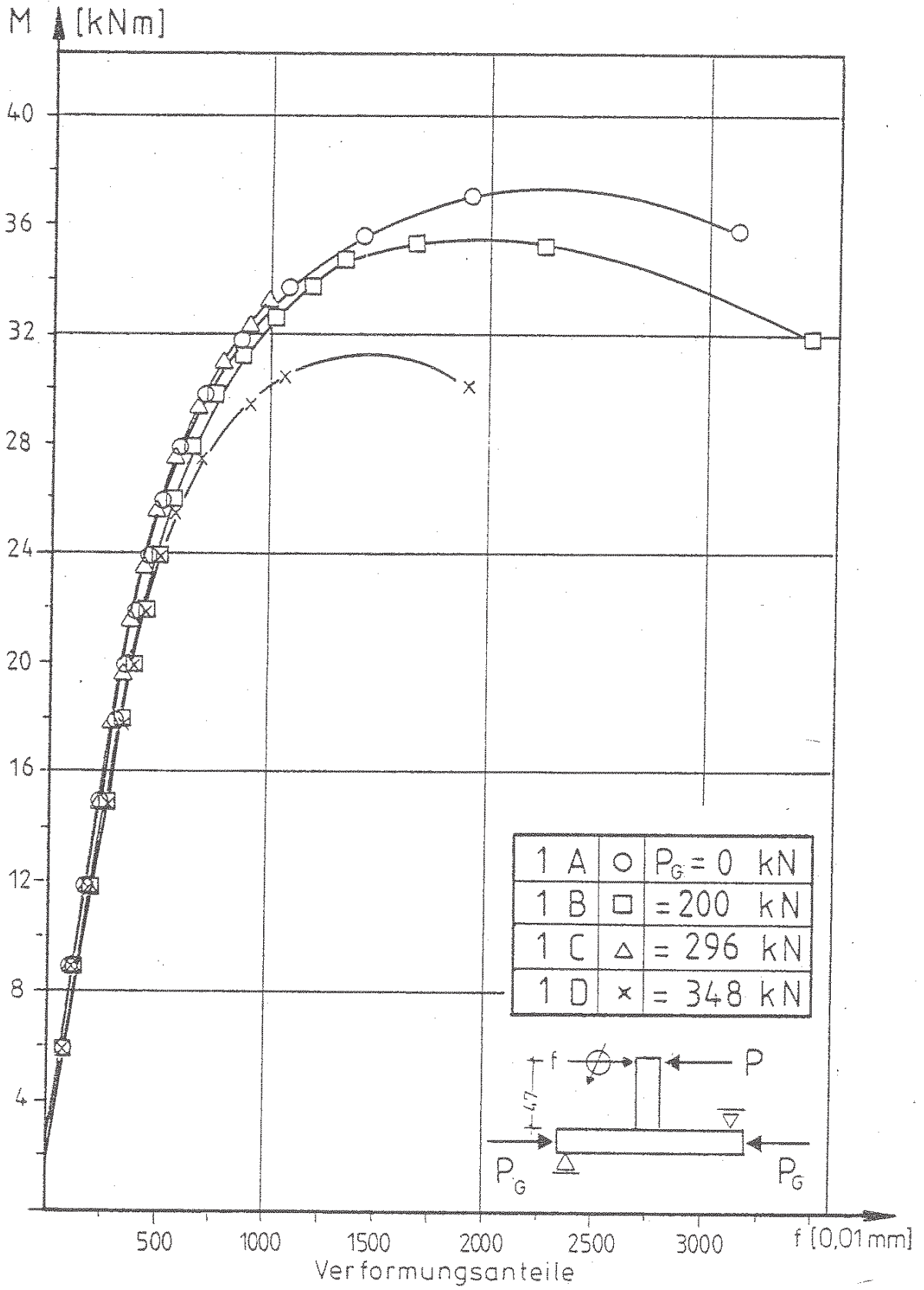
Vers. Nr.	Abmessungen Gurt/Vertikale [mm]	Gurtvorspannung σ_G (N/mm ²)			Versuchswerte (kNm)			$\frac{M_{u, mit P_G}}{M_{u, o. P_G}}$	$\frac{\mu_{, mit P_G}}{\mu_{, ohne P_G}}$	$\frac{\sigma_{G, Ges}}{\sigma_{y, G}}$	μ_G gem. Kap. 10.1.3
		P_G	M_u	M_y	μ	M_u	M_y				
2a	200 x 5,9	0	25	21,2	14,0	0,35	1	1	0,07	1	
	160 x 3,6										
2b	200 x 5,9	176 *	22	19,9	12,8	0,30	0,88	0,87	0,54	0,86	
	160 x 3,6										
2c	200 x 6,1	199 *	21	19,3	12,6	0,29	0,86	0,83	0,60	0,83	
	160 x 3,7										
2d	200 x 5,9	219 *	19	16,9	12,0	0,28	0,79	0,80	0,65	0,80	
	160 x 3,6										
3a	200 x 5,9	0	49	41,1	31,1	0,26	1	1	0,13	1	
	180 x 6,0										
3b	200 x 6,0	109	47	39,3	30,2	0,255	0,96	0,98	0,43	0,96	
	180 x 5,95										
3c	200 x 6,0	199 *	44	39,1	28,2	0,235	0,95	0,90	0,66	0,83	
	180 x 6,05										
3d	200 x 6,0	239 *	42	37,4	26,6	0,22	0,91	0,85	0,77	0,77	
	180 x 6,1										

* aus Dehnungsmessungen mit DMS im Gurtflansch berechnete Spannungen

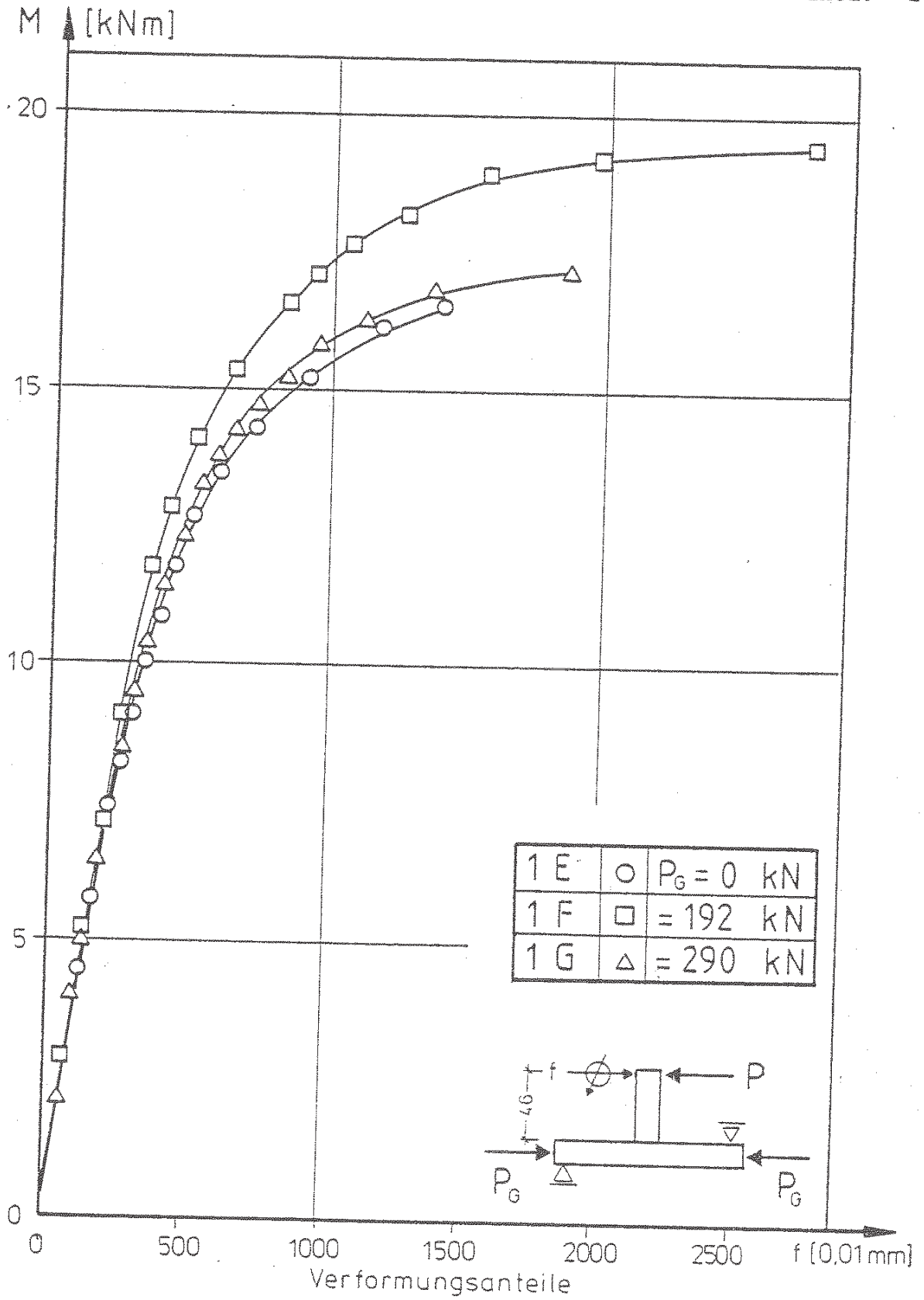
Versuchsauswertung der T-Knoten mit Gurtvorspannung

Vers. Nr.	Abmessungen Gurt/Vertikale [mm]	Gurtvorspannung σ_G (N/mm ²)		Versuchswerte [kNm]		$M_{U, \text{mit } P_G}$	$M_{U, \text{ohne } P_G}$	$\sigma_{G, \text{Ges}}$	$\sigma_{\gamma, G}$	$\mu_{G, \text{gem. Kap. 10.1.3}}$
		P_G	M_y	M_u	M_y					
4a	160 x 4,0	0	31	31		1	1	0,10		1
	140 x 3,50									
4b	160 x 4,0	140	28	168		0,82	0,83	0,52		0,88
	140 x 3,75									
4c	160 x 3,95	210	23	233		0,64	0,68	0,73		0,77
	140 x 3,75									
4d	160 x 4,0	244	18	262		0,51	0,53	0,82		0,72
	140 x 3,75									
5a	100 x 3,0	212	3	215	0,69 (1,38)	0,22 (0,48)	0,06 (0,14)	0,69		0,35
	40 x 4,0									
5b	100 x 3,05	203	9	212	1,15 (2,90)	0,72 (0,92)	0,085 (0,12)	0,68		0,66
	60 x 3,95									
5c	100 x 3,05	203	17	220	1,98 (3,82)	1,30 (1,58)	0,12 (0,16)	0,70		0,74
	70 x 3,90									
5d	100 x 3,0	210	21	231	2,61 (4,97)	1,73 (2,30)	0,13 (0,15)	0,74		0,73
	80 x 3,9									
5c	100 x 3,0	210	40	250	4,51 (5,34)	3,21 (3,91)	0,20 (0,22)	0,79		0,76
	90 x 3,65									

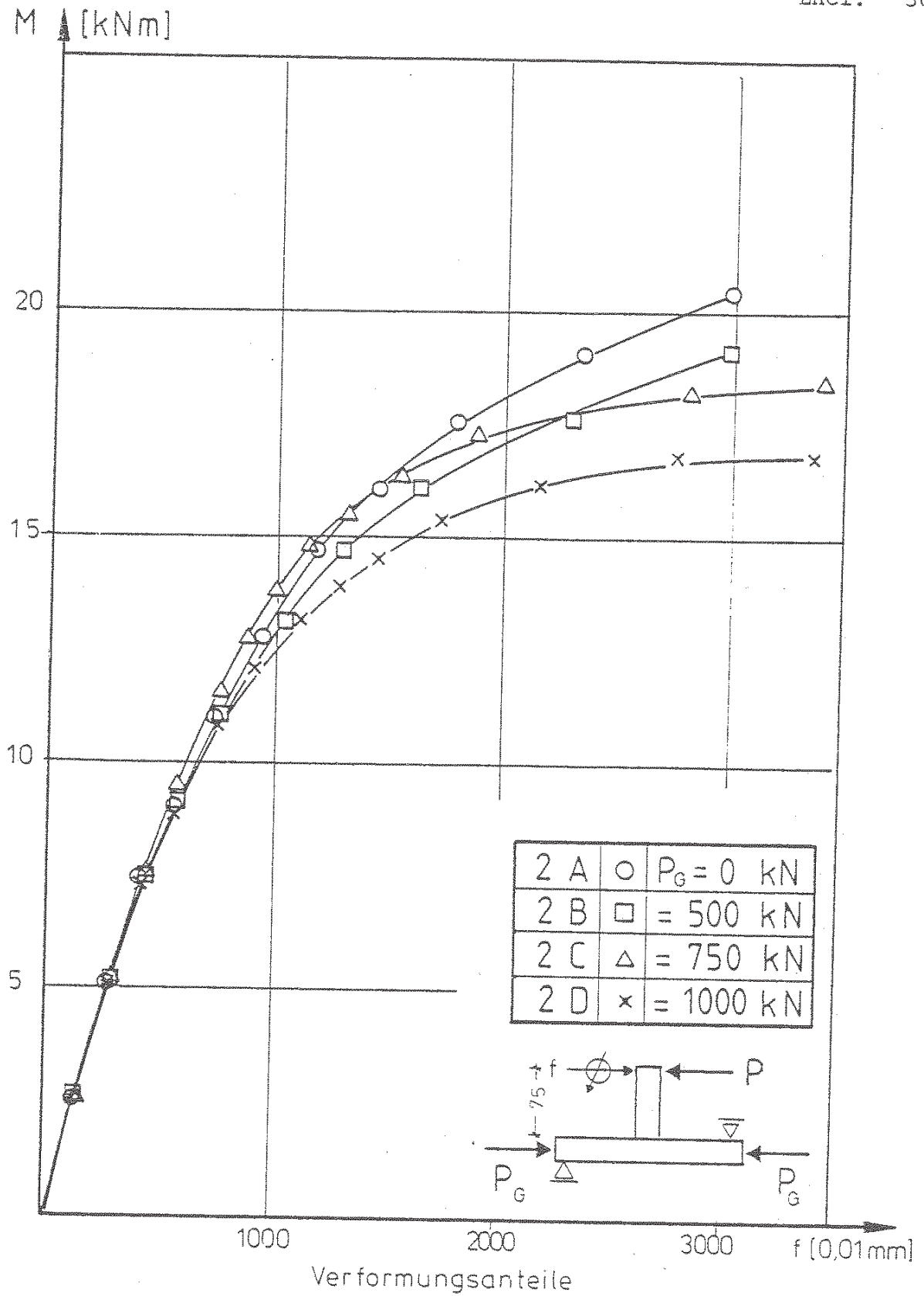
() in Klammer gesetzte Werte sind die Ergebnisse der entsprechenden Versuche ohne Gurtvorspannung



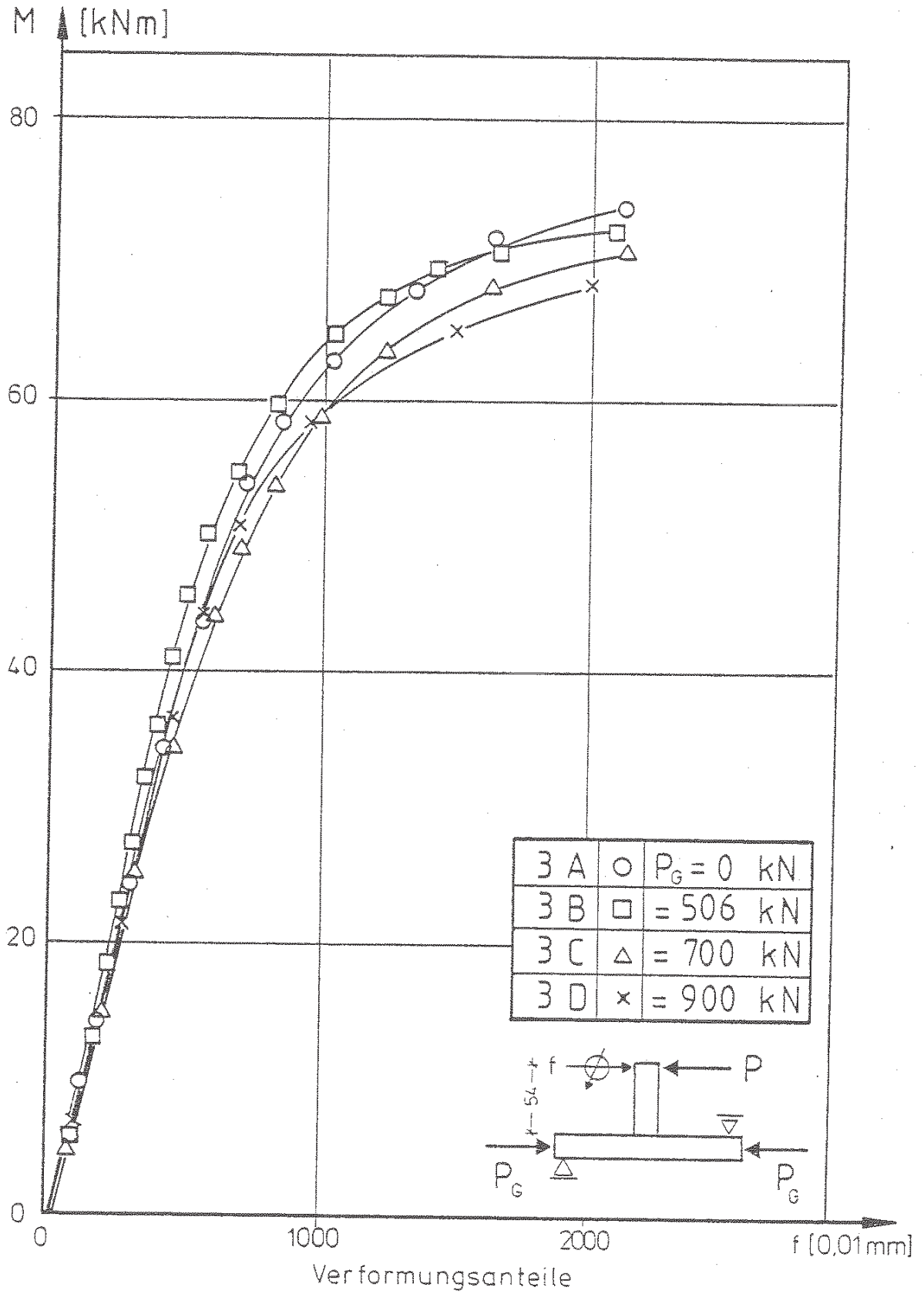
Gesamtverformungen ; T-Knoten Serie 1a-d
120x3,6 / 120x3,6



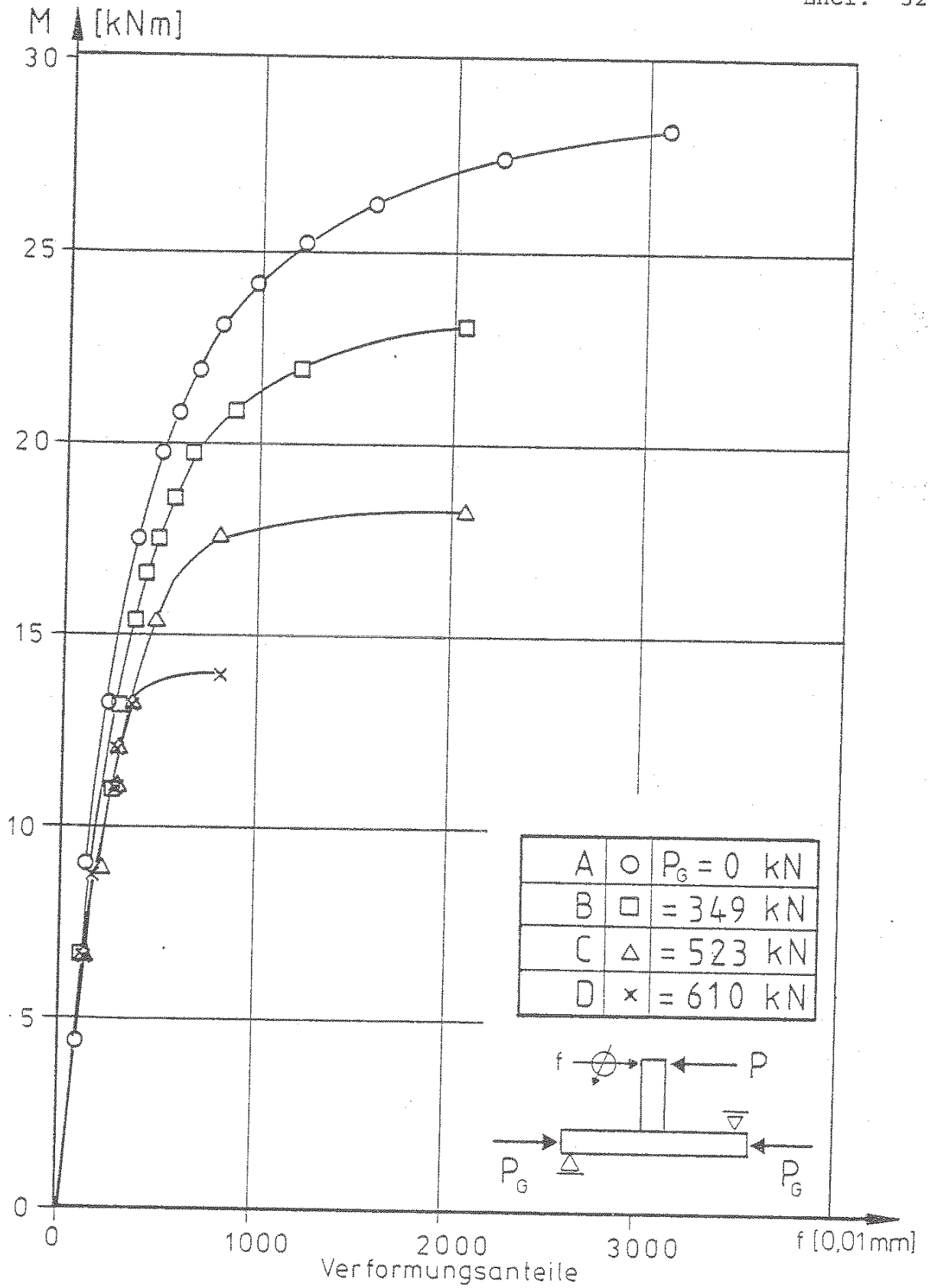
Gesamtverformungen ; T-Knoten Serie 1e-g
100x3,0 / 100x3,0



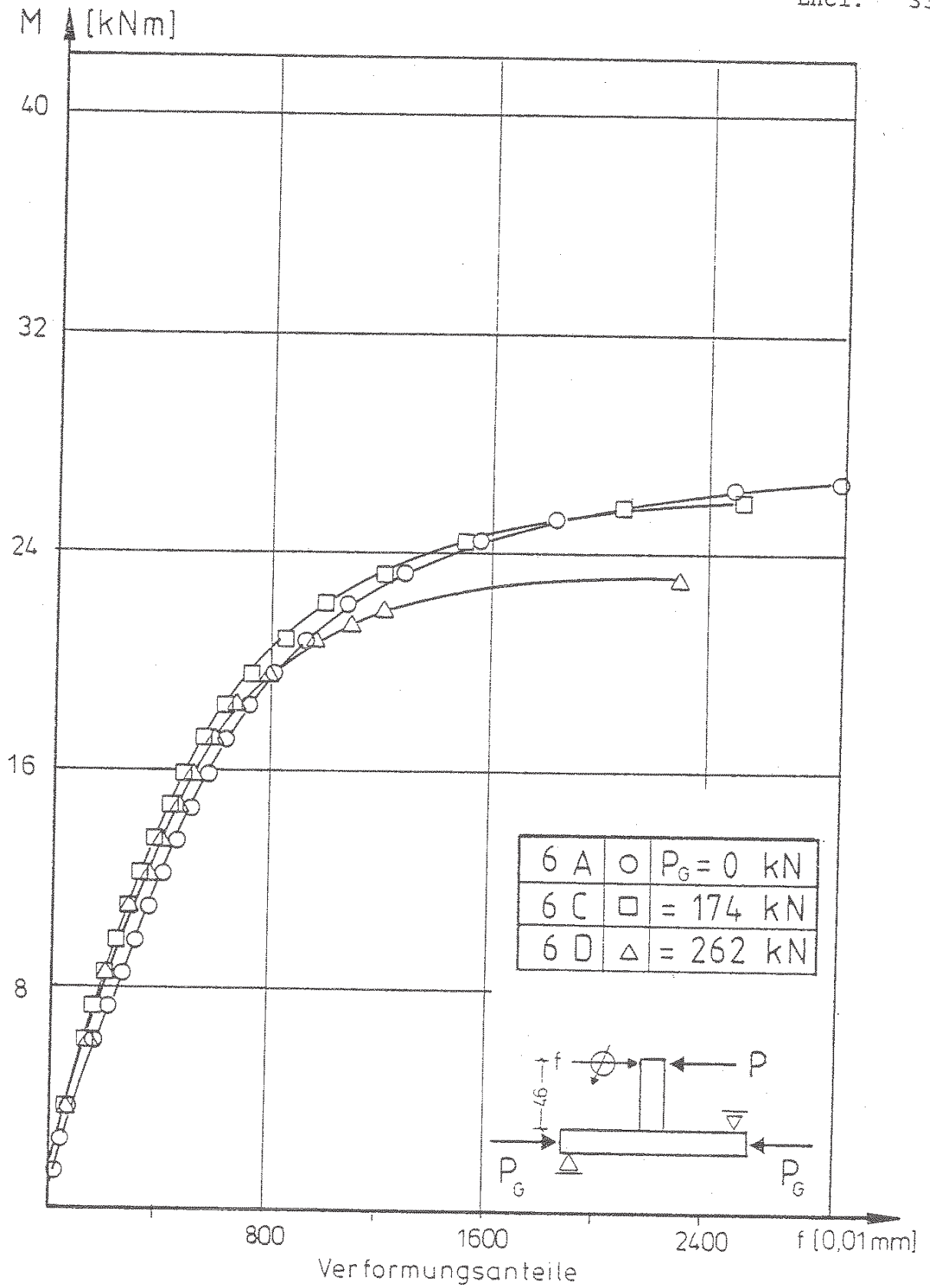
Gesamtverformungen ; T-Knoten Serie 2 a-d
 200x6,3 / 160x4,0



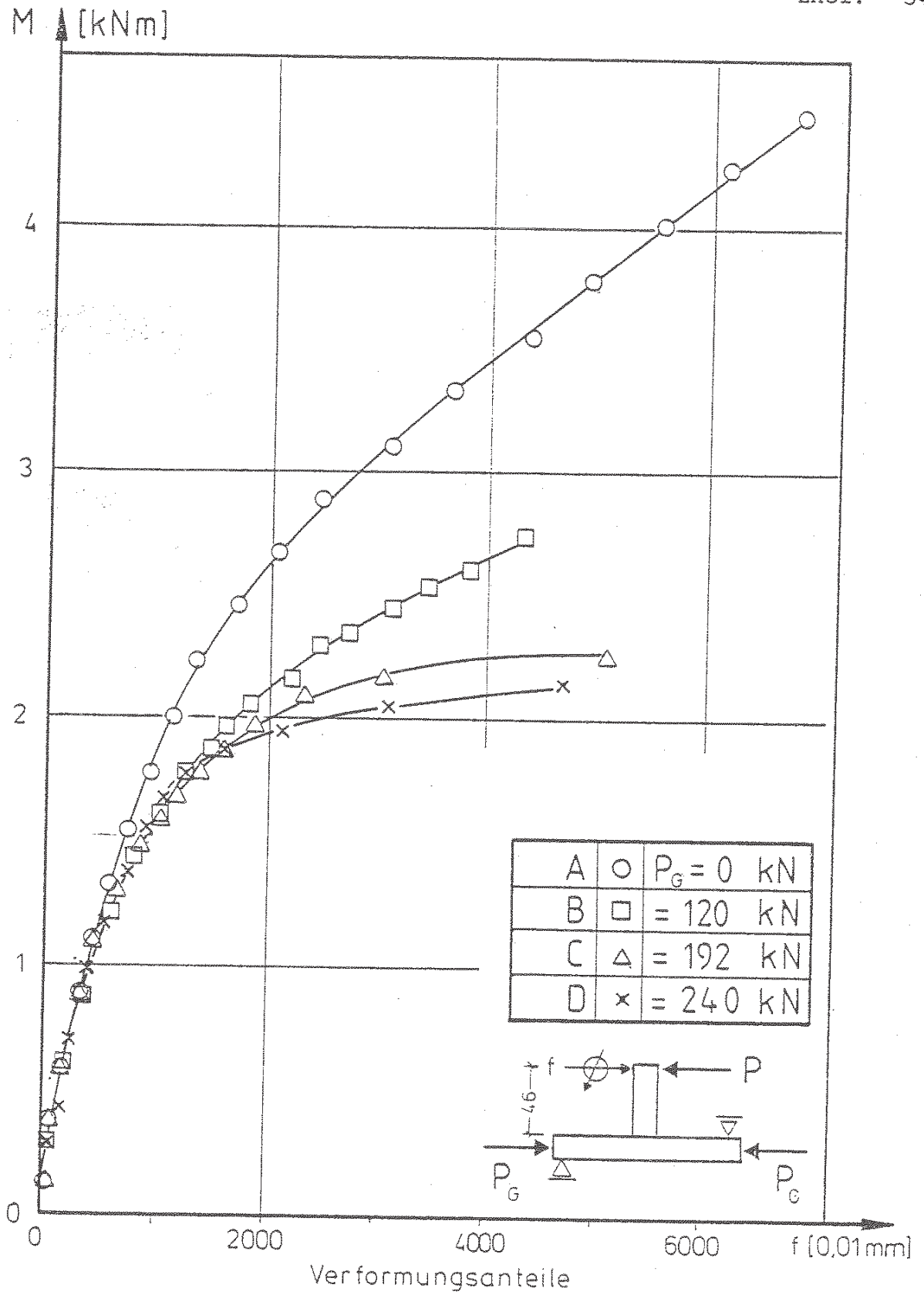
Gesamtverformungen ; T-Knoten Serie 3a-d
200 x 6,0 / 180 x 6,0



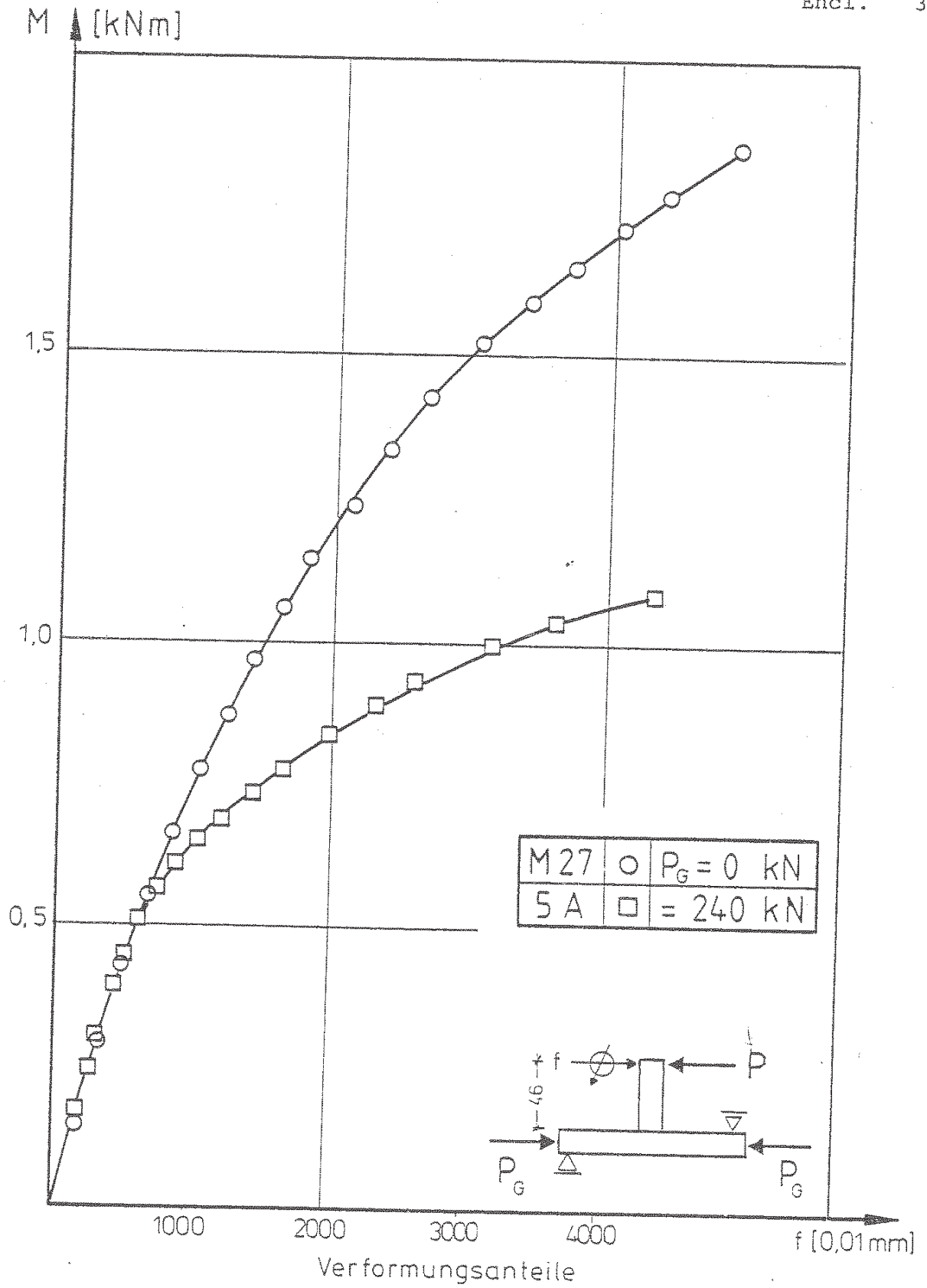
Gesamtverformungen ; T-Knoten Serie 4a-d
 160x4,0/140x4,0



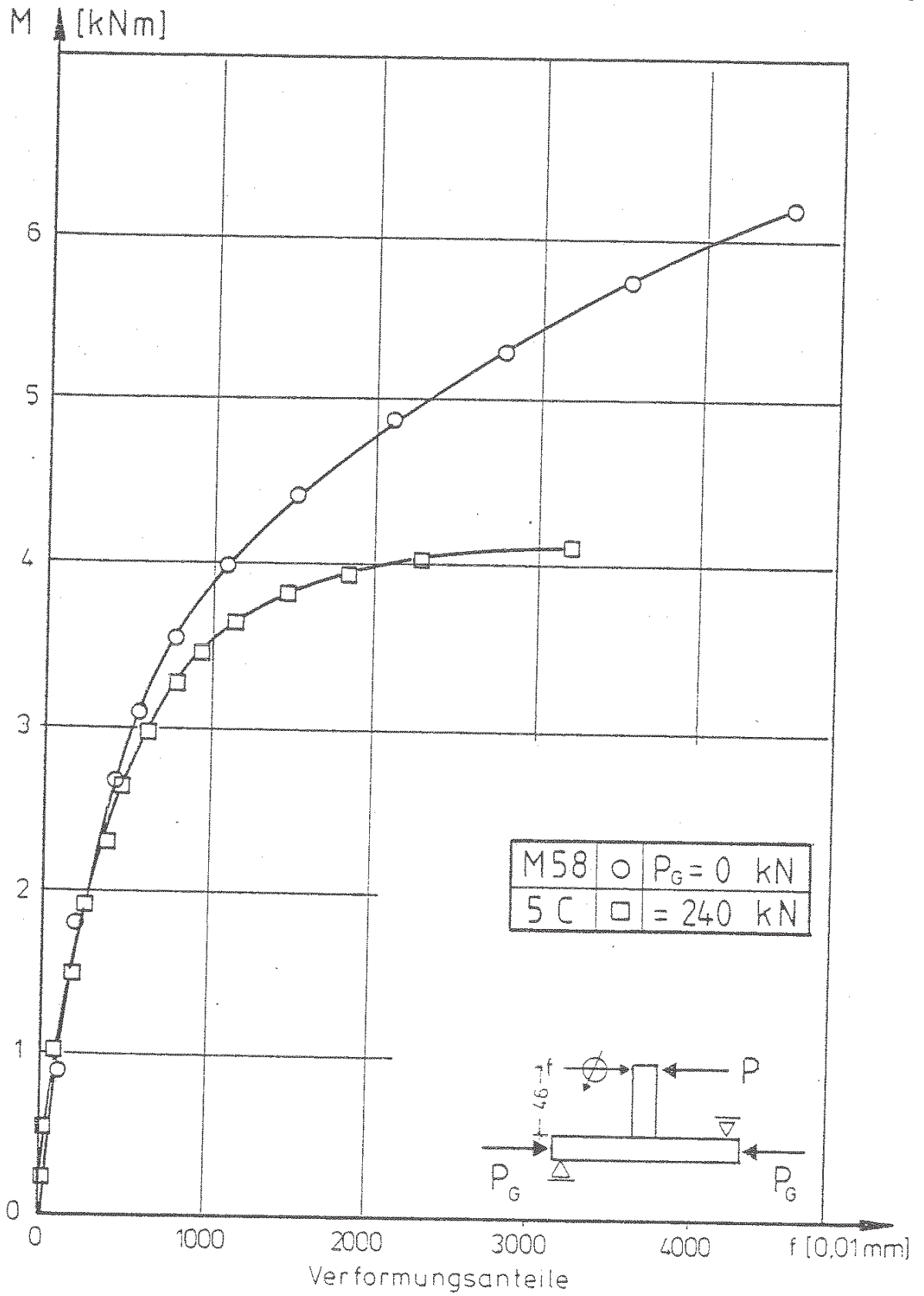
Gesamtverformungen ; T-Knoten Serie 6 a,c,d
 160x80x4,0 / 140x140x4,0



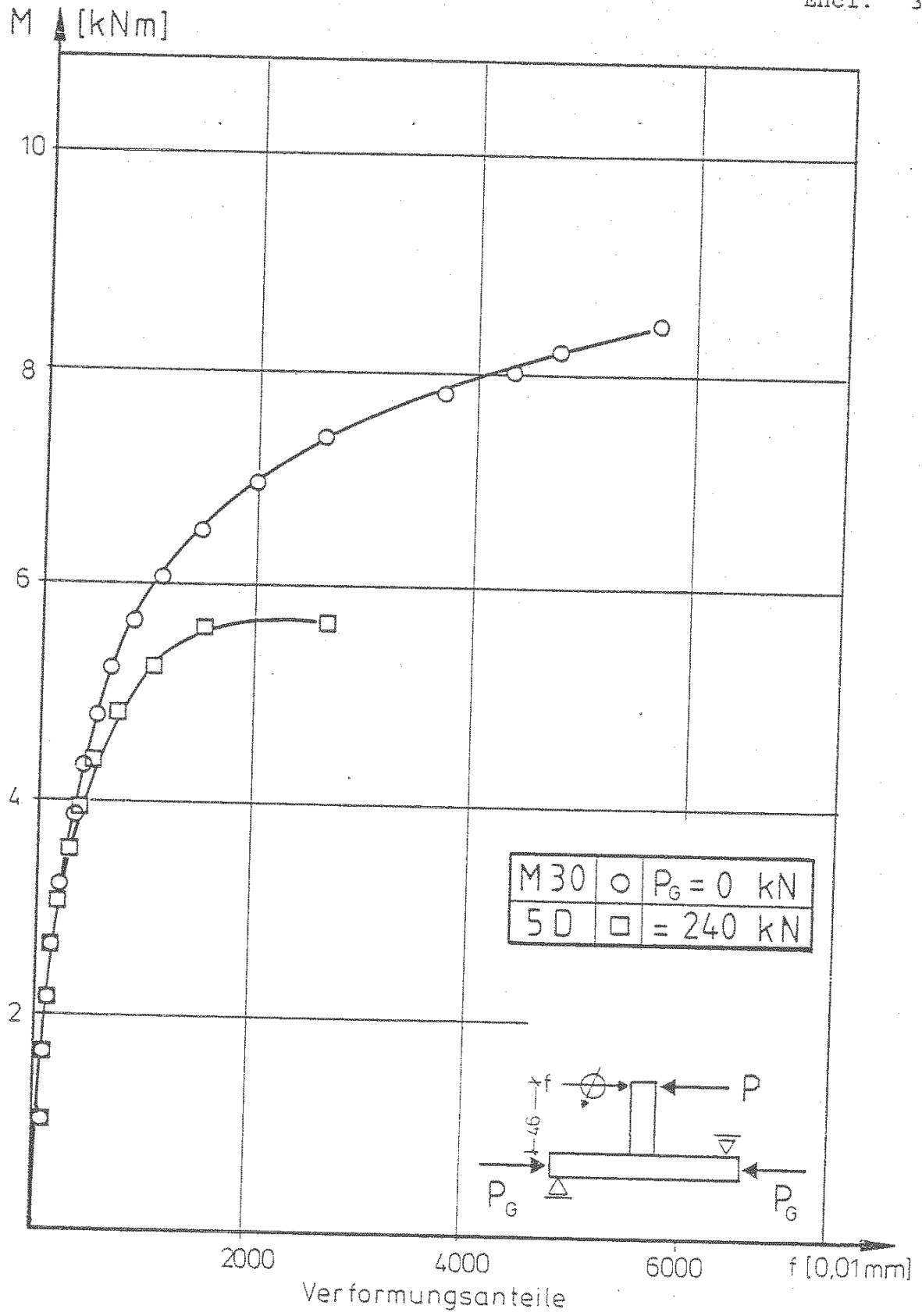
Gesamtverformungen ; T-Knoten Serie 7a-d
 100 x 3,0 / 60 x 4,0



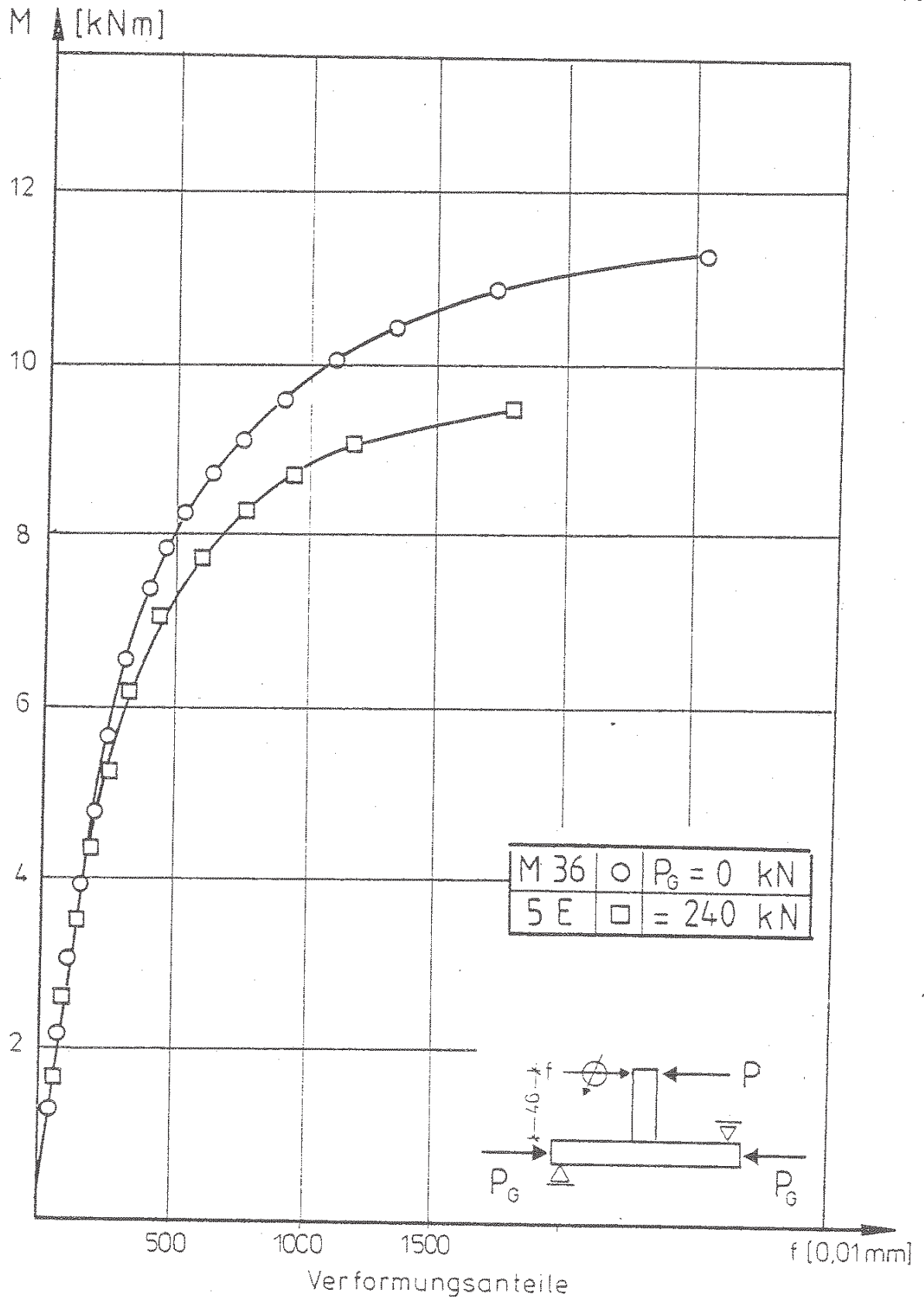
Gesamtverformungen ; T-Knoten Versuche
 M 27 und 5 A ; 100 x 3,0 / 40 x 4,0



Gesamtverformungen ; T-Knoten Versuche
 M 58 und 5 C ; 100 x 3,0 / 70 x 4,0



Gesamtverformungen ; T-Knoten Versuche
 M 30 und 5 d; 100 x 30 / 80 x 4,0



Gesamtverformungen ; T-Knoten Versuche
 M 36 und 5 E ; 100 x 3,0 / 90 x 4,0