

**Ulkoisten kuormien vaikutus lämmönsiirtimen
tukirakenteeseen: FEM- ja analyttisen laskennan
vertailu**

Konetekniikka

Diplomityö

Lassi Pitkänen

30.04.2026

Turku

Turun yliopiston laatu järjestelmän mukaisesti tämän julkaisun alkuperäisyys on tarkastettu
Turnitin OriginalityCheck -järjestelmällä.

Diplomityö

Tutkinto-ohjelma, oppiaine: Konetekniikka, Älykkäät Järjestelmät

Tekijä: Lassi Pitkänen

Otsikko: Ulkoisten kuormien vaikutus lämmönsiirtimen tukirakenteeseen: FEM- ja analyttisen laskennan vertailu

Ohjaajat: Yliopisto-opettaja Timo Kempainen, Tommi Järvelä, Jaakko Kylä-Heiko

Sivumäärä: 116 sivua

Päivämäärä: 30.4.2026

Tiivistelmä

Tässä diplomityössä tarkastellaan lämmönsiirtimen tukirakenteen kestävyyttä ulkoisten kuormien vaikutuksessa hyödyntäen sekä analyttisiä menetelmiä että elementtimenetelmään perustuvaa numeerista analyysiä. Työn tavoitteena on arvioida eri kuormituskomponenttien vaikutusta rakenteen käyttäytymiseen sekä vertailla analyttisen ja numeerisen tarkastelun tuloksia kahdessa tapaustarkastelussa.

Tarkasteltavat kuormitukset sisältävät tuuli- ja seismiset kuormat, aluksen liikkeistä aiheutuvat kiihtyvyyden kuormat, rakenteen omapainon sekä putkistojen kautta siirtyvät yhdekuormat. Kuormat ja niiden yhdistelmät määritetään ASCE 7 -standardin mukaisesti rakenteen kannalta kriittisten kuormitustilanteiden tarkastelemiseksi.

Analyttinen laskenta perustuu klassisen rakenteiden mekaniikan mukaisiin yksinkertaistettuihin palkki- ja levymalleihin, joiden avulla arvioidaan rakenteen globaalia käyttäytymistä ja kuormien jakautumista. FEM-analyysi mahdollistaa rakenteen geometrian ja yksityiskohtien tarkemman mallintamisen sekä paikallisten jännityskeskittymien tunnistamisen erityisesti liitosalueilla.

Tulosten perusteella molemmat menetelmät johtavat samansuuntaisiin johtopäätöksiin rakenteen kokonaiskestävyyden osalta. FEM-analyysi antaa kuitenkin suurempia käyttöasteita paikallisten jännityskeskittymien huomioimisen vuoksi. Ensimmäisessä tapaustarkastelussa kriittisimmät kohdat ylittävät sallitut rajat, kun taas toisessa tapauksessa rakenne täyttää lujuusvaatimukset kaikissa tarkastelluissa kuormitustilanteissa.

Tulokset osoittavat, että yhdekuormat muodostavat merkittävän osan kokonaiskuormituksesta, kun taas muut kuormat toimivat täydentävinä tekijöinä. Työn perusteella analyttiset menetelmät soveltuvat alustavaan mitoitukseen, mutta FEM-analyysi on välttämätön tarkemmassa suunnittelussa ja kriittisten kohtien tunnistamisessa.

Avainsanat: Lämmönsiirrin, Ulkoiset kuormat, Analyttinen laskenta, FEM, Tuulikuorma, Seisminen kuorma.

Alkusanat

Haluan esittää vilpittömät kiitokseni kaikille niille, jotka ovat tukeneet minua tämän opinnäytetyön aikana.

Ensimmäiseksi haluan kiittää yliopiston ohjaajaani Timo Kemppaista hänen arvokkaasta ohjauksestaan, tuestaan ja kannustuksestaan. Hänen asiantuntemuksensa ja näkemyksensä ovat olleet merkittävässä roolissa tämän työn suunnan ja laadun muodostumisessa.

Haluan myös osoittaa lämpimät kiitokseni Vahterus Oy:n puolelta ohjaajilleni Tommi Järvelälle ja Jaakko Kylä-Heikolle heidän asiantuntevasta ohjauksestaan, käytännön tuestaan ja arvokkaista neuvoistaan työn eri vaiheissa. Heidän panoksensa on ollut erittäin tärkeä tämän tutkimuksen onnistuneessa toteuttamisessa.

Lisäksi haluan kiittää Vahterus Oy:tä mahdollisuudesta toteuttaa tämä opinnäytetyö sekä tarjotuista resursseista, tuesta ja asiantuntemuksesta tutkimuksen aikana.

Lopuksi haluan kiittää perhettäni ja ystäviäni heidän jatkuvasta tuestaan, kannustuksestaan ja ymmärryksestään koko tämän prosessin ajan. Heidän uskonsa minuun on ollut tärkeä motivaation lähde työn loppuunsaattamisessa.

Sisällysluettelo

1	Johdanto	12
1.1	Tausta ja motivaatio	12
1.2	Tavoitteet ja tutkimuskysymykset	13
1.3	Rajaukset	15
1.4	Tekoäly työkalut	16
2	Lämmönsiirtimet ja jalkarakenteet	17
2.1	Lämmönsiirrin mallit	17
2.2	Lämmönsiirtimen jalkarakenne	19
3	Laskentatavat	22
3.1	Analyyttinen laskenta	22
3.2	FEM-laskenta	23
3.3	Analyyttisen- ja FEM-laskennan vertailu	24
4	Kuormitusstandardit ja laskentaperusteet	26
4.1	ASCE 7	26
4.2	Laivojen kiihtyvyys laskenta	27
4.3	yhdekuormien perusteet	28
4.4	Kuormien yhdistely	29
4.5	Analyyttinen laskenta	30
5	Tutkimus menetelmät	32
5.1	Tutkimusasetelma	32
5.2	Lämmönsiirtimien rinnakkainen tarkastelu	32
5.3	Lähtötietojen ja oletusten yhdenmukaistaminen	33
5.4	Vertailumenetelmä ja vertailusuureet	33
6	Laskenta	35
6.1	Ulkoiset kuormat	35

6.1.1	Tuulikuormat	36
6.1.2	Seismiset kuormat	38
6.1.3	Yhdekuormat	41
6.1.4	KiihtyvyySKUORMAT	44
6.1.5	Kuormien yhdistely	45
6.2	FEM- keStävvyys tarkastelu (tapaus A)	47
6.2.1	Materiaaliparametrit (tapaus A)	47
6.2.2	FE-malli (tapaus A)	49
6.2.3	Kuormat (tapaus A)	50
6.2.4	Reunaehdot (tapaus A)	51
6.2.5	Hitsausliitokset (tapaus A)	53
6.2.6	Tulokset (tapaus A)	53
6.3	FEM keStävvyys tarkastelu (tapaus B)	55
6.3.1	Materiaaliparametrit (tapaus B)	55
6.3.2	FE-malli (tapaus B)	57
6.3.3	Kuormat (tapaus B)	58
6.3.4	Reunaehdot (tapaus B)	59
6.3.5	Hitsaus liitokset (tapaus B)	60
6.3.6	Tulokset (tapaus B)	60
6.4	Analyyttinen laskenta (tapaus A)	62
6.4.1	Lähtötiedot (tapaus A)	62
6.4.2	Sallitut jännitykset (tapaus A)	64
6.4.3	Kuormat (tapaus A)	66
6.4.4	Jalkaprofiilin keStävvyden arviointi (tapaus A)	66
6.4.5	Pohjalevyn keStävvyden arviointi (tapaus A)	68
6.5	Analyyttinen laskenta (tapaus B)	72
6.5.1	Lähtötiedot (Tapaus B)	72
6.5.2	Sallitut jännitykset (Tapaus B)	74
6.5.3	Kuormat (tapaus B)	75
6.5.4	Jalkaprofiilin keStävvyden arviointi (tapaus B)	75
6.5.5	Pohjalevyn keStävvyden arviointi (Tapaus B)	76
7	Tulosten tarkastelu ja vertailu	79
7.1	Tapaus A	79
7.2	Tapaus B	80

7.3	Menetelmien välinen vertailu	81
7.4	Ulkoisten kuormien tarkastelu	82
8	Päätelmät	84
8.1	Laskentamenetelmien luotettavuuden arviointi	84
8.2	Jatkotutkimus- ja kehitysehdotukset	85
9	Yhteenveto	87
	Lähteet	89
	Liitteet	92
	Liite 1. Kuvan 1 (tapaus A) lämmönsiirtimen mittakuva	92
	Liite 2. Kuvan 2 (tapaus B) Lämmönsiirtimen mittakuva	93
	Liite 3. FE-analyysin tulokset (Tapaus A)	94
	Liite 4. FE-analyysin tulokset (Tapaus B)	106

Lyhenteet ja merkinnät

Lyhenteet:

ASD	Sallitun jännityksen suunnittelu
BALLAST	Painolasti
CBEAM	Palkkielementti
CHEXA	kuusisivuinen tilavuuselementti
CQUADR	Nelisolmuinen kuorielementti
DBA	Analyysin mukainen suunnittelu
FE	Äärellinen elementti
FEM	Äärellinen elementti menetelmä
PSHE	levy- ja kuori lämmönsiirrin
RBE2	Jäykkä monipistekytkeä
RP	Vertailupiste
SCANTLING	Rakenteellisten osien mitat
USGS	Seisminen geodata alusta

Merkinnät (kreikkalaiset kirjaimet):

α	Hitsin a-mitta
λ	Hoikkuus
λ_0	Raja-hoikkuus
$\sigma_{VM,bot}$	levyelementin alapinnan von Mises jännitys
$\sigma_{VM,top}$	levyelementin yläpinnan von Mises jännitys

Merkinnät (Latinalaiset kirjaimet):

A	Pinta-ala
A_{beam}	Poikkileikkausala
A_L	Pohjalevyn pituus
a	kiihtyvyys
arm	Momenttivarsi
ax	x-akselin suuntainen kiihtyvyys
ay	y-akselin suuntainen kiihtyvyys

az	z-akselin suuntainen kiihtyvyys
C_{AR}	Laitteen tärinän sitkeyskerroin
C_f	Rakenteen muotokerroin
c_1	Painopiste-etäisyys (suunta 1)
c_2	Painopiste-etäisyys (suunta 2)
d	Etäisyys kuorman vaikutuspisteeseen
d_1	Profiilien keskinäinen etäisyys (suunta 1)
d_2	Profiilien keskinäinen etäisyys (suunta 2)
DX	x-akselin suuntainen etäisyys massakeskipisteeseen
DY	y-akselin suuntainen etäisyys massakeskipisteeseen
DZ	z-akselin suuntainen etäisyys massakeskipisteeseen
E	Kimmomoduuli
$E(t)$	Kimmomoduuli lämpötilassa t
F	Voima
F_a	Maaperä kertoimen vaikutus lyhyellä jaksolla
F_{ax}	x-akselin suuntainen kiihtyvyyden kuorma
F_{ay}	y-akselin suuntainen kiihtyvyyden kuorma
F_{az}	z-akselin suuntainen kiihtyvyyden kuorma
F_{COG}	Vaakasuuntainen voima massakeskipisteessä
F_k	Nurjahduksen sallittu jännitys
F_{k1}	Nurjahduksen sallittu jännitys (ehto 1)
F_{k2}	Nurjahduksen sallittu jännitys (ehto 2)
F_L	Pohjalevyn leveys
F_t	Sallittu veto- ja taivutusjännitys
F_v	Pystysuuntainen voima
F_w	Maaperäkertoimen vaikutus pitkän jakson kiihtyvyyteen
FX	x-akselin suuntainen voima
FY	y-akselin suuntainen voima
FZ	z-akselin suuntainen voima
f	Materiaalin suunnittelulujuus
f_1	Yksittäisen jalan aksiaalivoima
f_3	Yksittäisen jalan leikkausvoima
f_a	Yksittäisen jalan aksiaalinen jännitys

$f_{a,max}$	Sallittu aksiaalinen jännitys
f_b	Taivutusjännitys
$f_{b,max}$	Sallittu taivutusjännitys
G	Kuorman sijainti etäisyys
G_h	Puuskakerroin
g	Putoamiskiihtyvyyys
H_f	Voiman vahvistuskerroin korkeuden funktiona
I_p	Laitteen tärkeyskerroin
I_{xx}	Hitausmomentti pääakselin x suhteen
I_{yy}	Hitausmomentti pääakselin y suhteen
i_{min}	Poikkileikkauksen pienin säde
i_{xx}	Säde x-suunnassa
i_{yy}	Säde y-suunnassa
K_d	Tuulen suuntakerroin
K_z	Nopeuspainekertoimen korkeuskerroin
K_{zt}	Topografiakertoimen vaikutus tuulen nopeuteen
L	Etäisyys perustasta massakeskipisteeseen
L'	Jalan pituus kiinnityspisteessä
L_r	Tehollinen pituus
L_w	Pohjalevyn ulkonema
l_k	Nurjahduspituus
M_b	Momentti pohjalevyn tasossa
M_{COG}	Momentti massakeskipisteessä
M_N	Momentti pisteessä N
M_t	Momentti profiilin ja lämmön siirtimen kiinnitys tasossa
M_{taso}	Momentti tasossa x
MX	x-akselin momentti
MY	y-akselin momentti
MZ	z-akselin momentti
m	Massa
n	Jalkojen lukumäärä
p	Paine
Q	Tukivoima

q_z	Tuulen nopeuspaine tarkastelukorkeudella z
$R_e(t)$	Myötölujuus lämpötilassa t
R_{p0}	Laitteen voimakerroin
R_μ	Laitteen rakenteen sitkeyskerroin
Ratio	Jännitysten ja sallittujen jännitysten suhde
RX	Rotaatio x-akselin suunnassa
RY	Rotaatio y-akselin suunnassa
RZ	Rotaatio z-akselin suunnassa
r	Siirtovektori
S	Varmuuskerroin 1
S_a	Sallittu jännitys
S_1	Pitkän jakson (1.0s) spektrinen kiihtyvyys
S_{D1}	Mitoitusspektrinen kiihtyvyys pitkällä jaksolla
SD_s	Mitoitusspektrinen kiihtyvyys lyhyellä jaksolla
S_k	Varmuuskerroin 2
S_{M1}	Maksimi spektrinen kiihtyvyys pitkällä jaksolla
SM_s	Maksimi spektrinen kiihtyvyys lyhyellä jaksolla
S_s	Lyhyen jakson (0.2s) spektrinen kiihtyvyys
T_d	Tarkastelulämpötila
TX	Siirtymä x-akselin suunnassa
TY	Siirtymä y-akselin suunnassa
TZ	Siirtymä z-akselin suunnassa
t	Levyn paksuus
t_b	Pohjalevyn paksuus
t_w	Jalan seinämän paksuus
U	Käyttöaste
V	Leikkausvoima
V_1	Vaakasuuntainen seisminen suunnittelu voima
V_2	Maksimi vaakasuuntainen seisminen voima
V_3	Minimi vaakasuuntainen voimakomponentti
V_s	Nopeus
ν	Poissonin luku
W	Taivutusvastus

W_p	Laitteen painosta johtuva kuorma
W_{xx}	Taivutusvastus x-suunnassa
W_{yy}	Taivutusvastus y-suunnassa
w_w	a-mitta

1 Johdanto

1.1 Tausta ja motivaatio

Lämmönsiirtimet ovat keskeisiä laitteita teollisissa prosessijärjestelmissä, joissa energiaa siirretään tehokkaasti kahden eri lämpötilassa olevan ainevirran välillä. Niitä käytetään laajasti muun muassa kemian-, energia-, öljy- ja elintarviketeollisuudessa (Martins et al., 2022). Lämmönsiirtimen suunnittelussa yhdistyvät lämpötekniset, virtaustekniset ja mekaaniset näkökulmat, joista viimeksi mainittu varmistaa laitteen rakenteellisen turvallisuuden ja kestävyuden sen koko käyttöiän ajan. Mekaanisen suunnittelun kannalta lämmönsiirtimet luokitellaan usein paineastioiksi, joihin kohdistuu sisäisen paineen lisäksi merkittäviä ulkoisia kuormia. Näitä voivat olla ympäristöolosuhteista johtuvat kuormat, kuten tuuli, lumi ja seismiset liikkeet, sekä operatiiviset mekaaniset kuormitukset, kuten putkistojen aiheuttamat yhdekuormat tai lämpölaajenemiset (Singh & Soler, 1984).

Tukirakenteet, kuten jalka- ja runkorakenteet, kannattelevat laitteen oman painon ja siirtävät ulkoiset kuormat turvallisesti perustuksille. Näiden rakenteiden tarkoitus on taata lämmönsiirtimen stabiilius ja estää liialliset siirtymät tai rakenteelliset epäjatkuvuudet. Suunnittelun lähtökohtana on löytää optimaalinen tasapaino lujuuden ja kustannustehokkuuden välillä. Ylimoitettu rakenne lisää painoa ja kustannuksia, kun taas alimitoitus voi johtaa väsymisongelmiin tai vaurioihin kriittisissä käyttötilanteissa (USDOE et al., 1996).

Vahterus Oy on suomalainen teknologiayritys, joka on erikoistunut hitsattuihin levylämmönsiirtimiin. Yrityksen kehittämä PSHE yhdistää levylämmönsiirtimen tehokkaan lämmönsiirron ja putkilämmönsiirtimen mekaanisen kestävyuden. Tuotteita käytetään erityisesti vaativissa prosessiolosuhteissa, joissa korkeat paineet, lämpötilat ja ulkoiset kuormitukset asettavat suuria vaatimuksia rakenteiden turvallisuudelle. Tukirakenteiden optimaalinen mitoitus tarjoaa sekä turvallisuus- että kustannushyötyjä, mikä tekee siitä keskeisen kehityskohteen suunnitteluprosessissa.

Tämän tutkimuksen tuloksia voidaan hyödyntää suoraan Vahterus Oy:n tuotekehityksessä ja suunnitteluprosesseissa. Laajemmin tarkasteltuna työ edistää ymmärrystä siitä, kuinka monimutkaisten ulkoisten kuormien vaikutukset voidaan huomioida teollisuuslaitteiden rakenteellisessa suunnittelussa nykyaikaisin analyysimenetelmin.

1.2 Tavoitteet ja tutkimuskysymykset

Tämän diplomityön päätavoitteena on tutkia ulkoisten kuormien vaikutusta lämmönsiirtimen tukirakenteeseen, erityisesti sen jalkarakenteeseen. Työssä keskitytään selvittämään, miten ympäristöperäiset kuormat (tuuli ja seismiset kuormat) ja putkistojen kautta välittyvät yhdekuormat vaikuttavan Kuvan 1 (tapaus A) mukaiseen lämmönsiirtimen jalkarakenteen jännitysjakautumiin ja kokonaiskestävyyteen, sekä miten aluksen liikkeistä johtuvat kuormat, ja putkistojen kautta välittyvät yhdekuormat vaikuttavat kuvan 2 (Tapaus B) mukaisen lämmönsiirtimen jalkarakenteen jännitysjakautumiin ja kokonaiskestävyyteen. Tarkasteltavat kuormat määritetään voimassa olevien suunnitteluohjeiden ja teollisuuskäytäntöjen mukaisesti ja yhdekuormien suuruudet perustuvat alan standardeihin ja käytännön referensseihin, kuten painelaitesuunnittelussa käytettäviin kuormitusrajoihin.

Työn keskeisenä tutkimuksellisenä tavoitteena on vertailla numeerisen elementtimenetelmän ja analyyttisen laskentamallin tuottamia tuloksia jalkarakenteen kuormituskäyttäytymisestä. Analyyttinen laskenta perustuu yleisesti käytettyihin teollisiin menetelmiin, joissa kuormien, kuten painon, ympäristö- ja yhdekuormien vaikutuksia arvioidaan laskentakaavoilla ja insinööri käytännöillä. FEM-analyysin avulla voidaan mallintaa tarkasti jalkarakenteen geometria, kuormien jakautuminen ja liitosten jäykkyydet, kun taas Analyyttinen laskenta tarjoaa standardien mukaisen vertailupohjan ja käytännönläheisen, helposti toistettavan lähestymistavan. Näiden kahden menetelmän vertailu mahdollistaa sekä suunnittelun tarkkuuden että tehokkuuden arvioinnin teollisessa ympäristössä (Raman, 2022).

Työn yhtenä tavoitteena on arvioida aluksen liikkeistä aiheutuvien kiihtyvyyden kuormien vaikutus lämmönsiirtimen tukirakenteeseen. Tarkastelu kohdistuu erityisesti siihen, kuinka aluksen kallistus-, nyökkäys- ja pystysuuntaiset liikkeet synnyttävät inertiaavoimia, jotka siirtyvät lämmönsiirtimen massan kautta tukirakenteeseen ja edelleen kiinnityksiin (Begovic

& Mancini, 2021). Tässä työssä kiihtyvyySKUORMIEN suuruudet määritetään kuitenkin lähtötietoina annettuina suunnitteluarvoina, eikä niiden määrittämistä tai johdattamista koskevaa erillistä meritekniä tai luokituslaitoskohtaista standardia käsitellä. Näin ollen tarkastelu rajautuu annettujen kiihtyvyyksien perusteella syntyvien kuormavaikutusten analysointiin tukirakenteen kannalta.

Tutkimuksessa pyritään vastaamaan seuraaviin tutkimuskysymyksiin:

1. Miten ulkoiset kuormat vaikuttavat lämmönsiirtimen jalkarakenteen kestävyYTEEN?
 - Tavoitteena on selvittää kuormien suuruusluokat ja kuormien yhdistelmät.
2. Kuinka FEM- analyysin tulokset eroavat analyttisen laskennan tuloksista?
 - Kysymys keskittyy menetelmien väliseen numeeriseen vertailuun ja arvioi, missä määrin yksinkertaistetut laskentamallit vastaavat todellista rakenteellista käyttäytymistä.
3. Miten FEM-analyysiä ja analyttistä laskentaa voidaan käyttää Vahterus Oy:n suunnitteluprosessissa?
 - Tarkoituksena löytää mahdollisimman sujuva ja toimiva laskentatapa.

Näiden kysymysten avulla pyritään muodostamaan kokonaiskuva siitä, kuinka ulkoiset kuormat ja kuormituskombinaatiot vaikuttavat lämmönsiirtimen tukirakenteen mitoituskeeseen ja millä menetelmillä sen luotettava ja kustannustehokas suunnittelu voidaan varmistaa. Työn tuloksilla on sekä teoreettista että käytännöllistä merkitystä. Teoreettisesti ne syventävät ymmärrystä ulkoisten kuormien ja rakenteen jäykkyyden välisestä vuorovaikutuksesta, ja käytännössä ne tukevat Vahterus Oy:n rakennesuunnittelun kehittämistä.

1.3 Rajaukset

Tämä diplomityö on rajattu käsittelemään lämmönsiirtimen tukirakenteeseen kohdistuvia ulkoisia kuormia ja niiden vaikutusta erityisesti jalkarakenteen mekaaniseen käyttäytymiseen. Tutkimuksessa keskitytään lämmönsiirtimen tukijalkojen kuormitukseen ja jännitystiloihin, eikä varsinaisen lämmönsiirtimen painekuorta, lämmönsiirtopintoja tai sisäisiä virtausteknisiä ilmiöitä tarkastella yksityiskohtaisesti. Lämmönsiirtimen kuorirakenne huomioidaan ainoastaan tukirakenteen kannalta olennaisena osana kokonaiskuormituksen siirtymistä.

Tarkasteltavat kuormat rajataan pääasiassa staattisiin ulkoisiin ja mekaanisiin kuormituksiin, jotka vaikuttavat lämmönsiirtimen jalkarakenteeseen. Ulkoisten kuormien määrittely perustuu ASCE 7 -standardin mukaisiin ohjeisiin, joita käytetään laajasti rakenteiden suunnittelussa Yhdysvalloissa. Tällaisia kuormia ovat muun muassa tuulikuormat, jotka voivat vaikuttaa rakenteeseen horisontaalisesti, lumikuormat, jotka kohdistuvat pystysuorasti ja voivat vaihdella merkittävästi alueellisesti, sekä seismiset kuormat, jotka aiheuttavat dynaamisia rasituksia rakenteeseen erityisesti kriittisillä alueilla (*ASCE 7*, n.d.).

Näiden lisäksi huomioidaan niin sanotut yhdekuormat, jotka syntyvät putkistojen kautta siirtyvistä voimista ja taivutusmomenttikuormista. Näiden arvojen arviointi perustuu Vahterus Oy:n toimittamiin asiakaskohtaisiin kuormitustietoihin. Koska yhdekuormat voivat vaihdella suuresti riippuen laitteen sijainnista prosessissa, rakenteesta ja liitoskohdista ja ne ovat merkittävä osa rakenteen kokonaiskuormitusta (Singh & Soler, 1984).

Kuormitusyhdistelmät muodostetaan ASCE 7 -standardin mukaisesti käyttäen normin antamia osavarmuus- ja yhdistelykertoimia. Työssä tarkastellaan useita kuormitustilanteita, mukaan lukien kuormien yhdistelmät, joissa esimerkiksi tuuli- ja yhdekuormat vaikuttavat samanaikaisesti. Tällaiset tilanteet voivat olla kriittisiä tukirakenteiden mitoituksen kannalta, ja siksi ne sisällytetään analyysiin (*ASCE 7*, n.d.).

Työssä ei kuitenkaan käsitellä dynaamisia kuormia, kuten esimerkiksi:

- Painepulssien aiheuttamia kuormia
- Laitteiston tärinää

- Väsymisluonteisia kuormia, jotka syntyvät esimerkiksi syklistä kuormituksesta tai lämmönvaihteluista.

Materiaalien osalta tarkasteltavan rakenteen oletetaan koostuvan rakenneteräksestä, joka on yksi yleisimmin käytetyistä materiaaleista painelaitteiden ja tukirakenteiden valmistuksessa (Permatasari & Yusuf, 2018). Tässä työssä materiaalin mekaaninen käyttäytyminen oletetaan lineaarisesti elastiseksi. Plastista muodonmuutosta, virumista tai väsymiskäyttäytymistä ei mallinneta, koska tutkimuksen ensisijaisena tavoitteena ei ole määrittää murtorajaa, vaan tarkastella kuormien jakautumista ja vaikutusta jalkarakenteen stabiilisuuteen ja jännityksiin.

1.4 Tekoäly työkalut

Tässä työssä on hyödynnetty tekoälypohjaisia työkaluja tutkimusprosessin tukena. Työkalujen käyttö on rajoittunut avustaviin tehtäviin, eikä niitä ole käytetty varsinaisten analyysitulosten tuottamiseen.

ChatGPT tekoäly työkalua on hyödynnetty lähteiden etsinnän tukena sekä tekstin kielelliseen tarkistamiseen ja muokkaamiseen.

GitHub Copilot tekoäly työkalua on käytetty teknisten tietojen kartoittamiseen sekä tiedonhaun tukena.

2 Lämmönsiirtimet ja jalkarakenteet

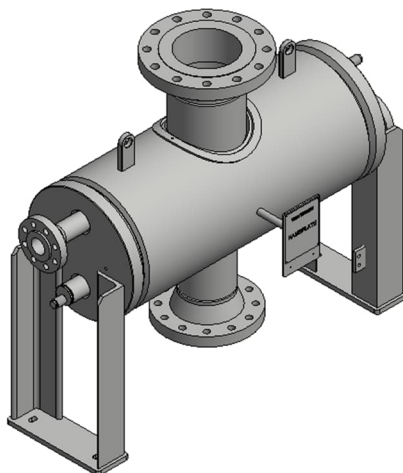
2.1 Lämmönsiirrin mallit

Tässä työssä tarkastellaan kahta rakenteellisesti erilaista lämmönsiirrintä (tapaus A ja tapaus B). Perusrakenteeltaan lämmönsiirtimet muodostuvat vaipasta, levypakasta, hitsatuista päädyistä sekä päätyihin liitetyistä tukijaloista. Näitä malleja voidaan pitää niin kutsuttuna perusmalleina, joiden rakenteelliset ominaisuudet ovat selkeitä ja valmistusteknisesti suoraviivaisia.

Ensimmäinen tarkasteltava lämmönsiirrin on Vahterus Oy:n valmistama hitsattu levylämmönsiirrin. Kyseessä on levyrakenteinen, täysin hitsattu lämmönsiirrin, jossa lämmönsiirtopinta muodostuu ohuista, muotoilluista levyistä. Levyt on hitsattu toisiinsa siten, että ne muodostavat virtaukselle kanavat ilman tiivisteitä. Tällainen rakenne soveltuu erityisesti korkean paineen ja lämpötilan sovelluksiin sekä kohteisiin, joissa käsitellään vaativia tai syövyttäviä prosessiväliaineita (*What Is the Vahterus Plate & Shell Heat Exchanger?*, n.d.).

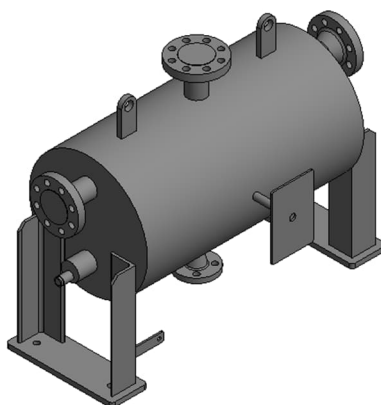
Lämmönsiirrimen jalka-, vaippa- ja levyrakenne on valmistettu austeniittisestä ruostumattomasta teräksestä SA-240 304L. Materiaalivalinta perustuu hyvään korroosionkestävyyteen, hitsattavuuteen sekä riittävään mekaaniseen lujuuteen tyypillisissä prosessiolosuhteissa. 304L-teräs on matalahiilinen laatu, mikä vähentää herkistymisriskiä hitsauksen yhteydessä ja parantaa siten rakenteen korroosionkestävyyttä hitsausliitosten alueella. Materiaalia käytetään laajasti paineastioissa ja lämmönsiirtimissä juuri näiden ominaisuuksien vuoksi (Liang et al., 2010).

Rakenteellisesti tarkasteltuna lämmönsiirrin koostuu sylinterimäisestä painevaipasta, sisäisestä levypaketista sekä päätyrakenteista. Kuvassa 1 esitetty laite on varustettu kahdella erillisellä päätyjalalla, jotka siirtävät laitteen omapainon ja käyttökuormat perusrakenteelle. Lisäksi laitteessa on kaksi vaippaan hitsattua putkiyhdetä. Lämmönsiirrimen päätyihin on liitetty kaksi toiminnallista pakkayhdetä. Yhteiden kautta prosessiväliaineet johdetaan laitteeseen ja siitä pois (*What Is the Vahterus Plate & Shell Heat Exchanger?*, n.d.).



Kuva 1. Vahterus PSHE (tapaus A)

Työssä tarkasteltava toinen lämmönsiirrinmalli on valittu rakenteelliselta periaatteeltaan mahdollisimman samankaltaiseksi kuin kuvassa 1 esitetty lämmönsiirrin. Tavoitteena on varmistaa, että mallien välinen vertailu kohdistuu ensisijaisesti massan, mittojen ja niistä seuraavien kuormitusvaikutusten eroihin, eikä rakenteellisiin perusratkaisuihin. Kuvassa 2 esitetty lämmönsiirrin koostuu sylinterimäisestä vaipasta, päätyrakenteista, prosessiyhteistä sekä kahdesta päätyjalasta, joiden kautta kuormat siirtyvät perustukselle. Rakenteellinen kuormituspolku on siten yhteneväinen ensimmäisen mallin kanssa: laitteen omapaino, prosessiväliaineen massa sekä mahdolliset dynaamiset kuormat välittyvät vaipasta tukijalkojen kautta alusrakenteeseen. Myös liitosratkaisut ja tukijalkojen periaatteellinen sijoittelu vastaavat ensimmäistä tarkasteltavaa mallia, mikä mahdollistaa kuormitusten vertailun yhtenäisillä reunaehdoilla (Weingarten et al., 1968).



Kuva 2. Vahterus PSHE (tapaus B)

Mallien väliset erot liittyvät ensisijaisesti kokonaismassaan, geometrisiin mittoihin, sekä massan jakautumiseen vaipan pituus- ja korkeussuunnassa. Nämä tekijät vaikuttavat suoraan tukirakenteeseen kohdistuviin staattisiin ja dynaamisiin kuormiin. Erityisesti merikäytössä massan kasvu tai massakeskipisteen siirtyminen voi kasvattaa kiihtyvyytkuormia tukirakenteessa. Tämän vuoksi geometrisesti samankaltainen mutta eri kokoluokkaa edustava laite soveltuu hyvin parametriseen tarkasteluun, jossa arvioidaan mittojen ja massan vaikutusta tukirakenteen mitoitukseen (Cademartori et al., 2023).

Rakenteellisen samankaltaisuuden ansiosta mallien välisiä eroja voidaan tarkastella hallitusti siten, että analyysissä korostuvat nimenomaan mittakaavan ja massan vaikutukset, eivätkä esimerkiksi erilaiset tukiratkaisut tai kuormansiirtomekanismit. Tämä parantaa tulosten vertailtavuutta ja mahdollistaa johtopäätösten tekemisen kuormitusten riippuvuudesta laitteen koosta.

2.2 Lämmönsiirtimen jalkarakenne

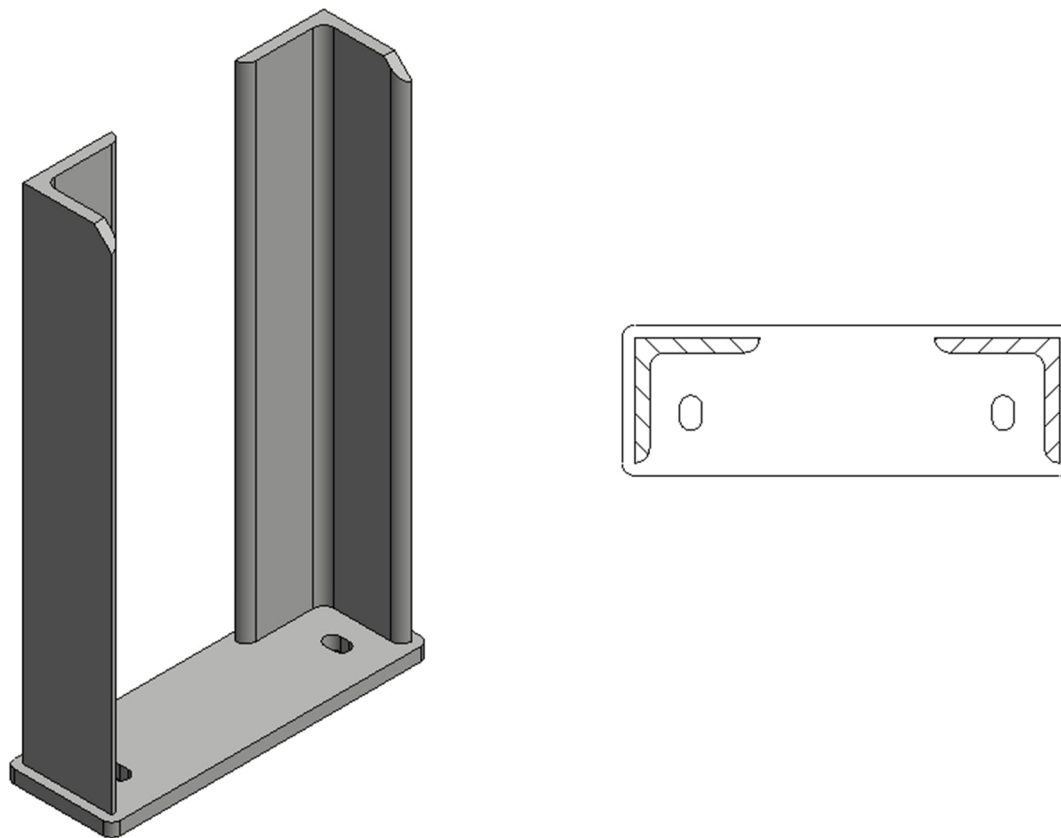
Lämmönsiirtimen jalkarakenteella on keskeinen mekaaninen tehtävä osana laitteen kokonaisrakennetta. Jalkojen ensisijainen rooli liittyy kuormien siirtoon, rakenteen jäykkyyteen sekä koko laitteen dynaamiseen ja staattiseen stabiliteettiin. Ne vastaavat lämmönsiirtimen omapainon, prosessinesteiden painon, mahdollisten värinöiden sekä ulkoisten kuormitusten siirtämisestä perustuksiin tavalla, joka täyttää prosessilaitteille asetetut turvallisuus- ja lujuusvaatimukset (Hewitt et al., n.d.; Kern, n.d.).

Jalkarakenteet valmistetaan yleensä ruostumattomasta- tai hiiliteräksisestä levystä, kulmateräksistä tai muista standardoiduista profiileista, kuten H- tai U-palkista. Valittava materiaalilaatu ja poikkileikkaus riippuvat laitteen kokoluokasta, käyttöpaineesta, lämpötilakuormituksista sekä mahdollisista ympäristö- tai prosessikohtaisista rasituksista. Rakenteessa pyritään yhdistämään jäykkyys ja valmistettavuus siten, että jalat voidaan liittää vaippaan lujuusstandardien mukaisesti, tyyppillisesti hitsaamalla (Sinnott, 2005)

Vaikka valmistajien tarjoamat jalkarakenteet ovat usein vakiomallisia ja pitkäaikaisen käytännön muovaamia ratkaisuja, ne voidaan asiakasvaatimusten mukaan räätälöidä merkittävästi. Muutoksia voidaan tehdä esimerkiksi jalkojen korkeuteen, profiilin paksuuteen, kiinnitystapaan, ankkurointiin tai lisätukien määrään, mikäli prosessilaitteen käyttökohde edellyttää erikoisrakenteita esimerkiksi värähtelunvaimentimien, ulkoisten lämpötilavaihteluiden tai asennuspaikan rajoitteiden vuoksi (Hewitt et al., n.d.). Tällöin jalat muodostavat tärkeän osan laitteen kokonaismoitusta ja turvallisuustarkastelua.

Tarkasteltavien lämmönsiirtimien jalkarakenne on molemmissa tapauksissa rakenteelliselta periaatteeltaan samanlainen. Yhtenäinen tukiratkaisu mahdollistaa kuormitusten vertailun siten, että erot johtuvat ensisijaisesti laitteiden massasta ja mitoista, eivät tukirakenteen erilaisista rakenneratkaisuista. Rakenteellisen samankaltaisuuden käyttö vertailuanalyyseissä perustuu mittakaava- ja samankaltaisuusteoriaan, jota sovelletaan laajasti kone- ja paineastiarakenteiden suunnittelussa (Moss & Basic, 2013).

Jalkarakenne koostuu kahdesta identtisestä tukijalasta, jotka on esitetty kuvassa 3. Yksittäinen jalka muodostuu kahdesta pystysuuntaisesta kulmaraudasta sekä niitä yhdistävästä pohjalevystä. Kulmaraudat toimivat kuormaa kantavina jäykistävinä elementteinä, jotka siirtävät lämmönsiirtimen vaipasta tulevat kuormat pohjalevylle. Pohjalevy puolestaan toimii kuorman jakavana elementtinä ja välittää reaktiivoimat edelleen perustukselle. Tällainen kuormansiirtoperiaate on tyyppinen teräsrakenteisissa tukiratkaisuissa (Kouhi, 2006).



Kuva 3. Vahterus PSHE jalkarakenne

Pohjalevyssä on kaksi kiinnitysreikää, joiden kautta lämmönsiirrin kiinnitetään alusrakenteeseen pulttiliitoksella. Pulttiliitoksen kautta siirtyvät sekä pystysuuntaiset kuormat (omapaino ja mahdolliset prosessikuormat) että vaakasuuntaiset ja dynaamiset kuormat, kuten esimerkiksi laivan liikkeestä aiheutuvat kiihtyvyysoimat. Pulttiliitosten kuormansiirtoa ja leikkaus- sekä vetorasitusten muodostumista käsitellään laajasti teräsrakenteiden suunnitteluperusteissa (Moss & Basic, 2013).

Kulmarauodoista ja pohjalevystä muodostuva rakenne toimii kehämäisenä jäykkänä kokonaisuutena, joka kestää sekä puristus- että taivutuskuormitusta. Pystyelementtien välinen etäisyys kasvattaa rakenteen taivutusjäykkyyttä sivuttaissuuntaisia kuormia vastaan, mikä on erityisen merkityksellistä dynaamisessa kuormituksessa. Rakenteen jäykkyyden ja kuormitusvastuksen periaatteita käsitellään koneenrakennuksen ja teräsrakenteiden mekaniikan kirjallisuudessa (Moss & Basic, 2013).

3 Laskentatavat

Lämmönsiirtimien tukirakenteet muodostavat rakenteellisen kokonaisuuden, jossa kuormitus siirtyy säiliöstä perustuksiin useiden liitoskohtien, jalkatukien ja hitsattujen yhteyksien kautta. Jalkarakenteen kestävyuden luotettava arviointi edellyttää menetelmää, joka kykenee kuvaamaan sekä globaalin kuormitustilan että paikalliset jännityshuiput.

Kantavan rakenteen lujuus arvioidaan kahdella toisiaan täydentävällä menetelmällä: analyyttisellä laskennalla sekä äärellisten elementtien menetelmään perustuvalla numeerisella analyysillä. Analyyttinen laskenta perustuu klassiseen lujuusoppiin ja standardoituihin mitoituskaavoihin, ja se soveltuu erityisesti ideaalisten ja yksinkertaistettujen rakennejärjestelmien tarkasteluun (Moss & Basic, 2013). FEM-laskenta puolestaan perustuu rakenteen diskretointiin ja numeeriseen approksimaatioon, mikä mahdollistaa jännitys- ja muodonmuutoskenttien yksityiskohtaisen tarkastelun monimutkaisissa geometrioissa (O.C et al., 2005).

Paineastioiden suunnittelussa näitä menetelmiä käytetään tyypillisesti rinnakkain.

Analyyttinen laskenta toimii mitoituksen perustana ja tarjoaa nopean arvion rakenteen kantokyvystä, kun taas FEM-analyysi mahdollistaa rakenteen paikallisten ilmiöiden, kuten jännityskeskittymien ja liitosalueiden, tarkemman arvioinnin (Moss & Basic, 2013; O.C et al., 2005). Menetelmien yhdistäminen parantaa tarkastelun luotettavuutta ja tukee rakenteen turvallista ja taloudellista mitoitusta.

3.1 Analyyttinen laskenta

Analyyttinen laskenta perustuu jatkuvan mekaniikan teorioihin, joissa rakenteen käyttäytymistä kuvataan differentiaaliyhtälöiden avulla. Näiden yhtälöiden ratkaisut johtavat suljetun muodon lausekkeisiin, joilla voidaan esittää esimerkiksi jännitysten, venymien ja siirtymien riippuvuus kuormituksesta ja geometriasta. Tarkastelussa rakenne oletetaan tyypillisesti jatkuvaksi, homogeeniseksi ja lineaarisesti elastiseksi, ja reunaehto- jen oletetaan olevan yksikäsitteisesti määritettyjä (Timoshenko & Goodier, n.d.; Ugural & Fenster, n.d.).

Paineastioiden ja lämmönsiirtimien rakennesuunnittelussa analyttinen laskenta on pitkään ollut keskeinen menetelmä erityisesti tilanteissa, joissa rakenne voidaan approksimoida palkki-, levy- tai kuoriteorian avulla. Tällöin analyttinen tarkastelu antaa luotettavan arvion kuormitusten suuruusluokasta ja niistä aiheutuvista nimellisjännityksistä. Menetelmän merkittävä etu on sen läpinäkyvyys: laskennan taustalla olevat oletukset, rajaukset ja turvallisuuskertoimet ovat eksplisiittisiä, mikä helpottaa tulosten kriittistä arviointia ja riippumatonta tarkastamista (Moss & Basic, 2013).

Jalkarakenteiden tapauksessa analyttinen mitoitus perustuu usein idealisointiin, jossa tukirakenne mallinnetaan yksinkertaistettuna palkki- tai kuorirakenteena, johon vaikuttavat aksiaalivoimat, taivutusmomentit ja leikkausvoimat. Tällainen lähestymistapa soveltuu hyvin rakenteen globaalin kestävyuden arviointiin, mutta sen kyky kuvata paikallisia ilmiöitä on rajallinen (Moss & Basic, 2013). Hitsatut liitokset, jäykisteiden päät sekä geometriset epäjatkuvuudet aiheuttavat jännityskeskittymiä, joita ei voida esittää tarkasti ilman lisäoletuksia tai kokeellisesti määritettyjä korjauskertoimia (Pilkey & Pilkey, n.d.).

Kirjallisuudessa on laajasti todettu, että analyttinen laskenta tuottaa tyypillisesti nimellisjännityksiä, jotka eivät välttämättä kuvaa rakenteen todellista paikallista jännitystilaa. Tämän vuoksi analyttiset menetelmät ovat luotettavimmillaan globaalin mitoituksen ja suuruusluokkatarkastelun välineinä sekä numeeristen analyysien vertailupohjana (O.C et al., 2005).

3.2 FEM-laskenta

FEM-laskenta perustuu rakenteen diskretointiin äärellisiin elementteihin, joiden käyttäytyminen kuvataan muodonfunktioiden avulla. Menetelmä pohjautuu elastisuuden perusyhtälöiden variationaliseen muotoiluun, jonka avulla jatkuva ongelma muunnetaan algebralliseksi yhtälöryhmäksi. Ratkaisu saadaan numeerisesti, ja tulos on approksimaatio rakenteen todellisesta käyttäytymisestä (Logan, 2007).

FEM-laskennan keskeinen etu on sen kyky mallintaa monimutkaisia geometrioita, kuormituksia ja reunaehtoja ilman voimakkaita idealisointeja (O.C et al., 2005).

Lämmönsiirtimen jalkarakenteessa FEM mahdollistaa todellisen geometrian, liitosdetaljien ja

kuormansiirtoreittien huomioimisen. Tämä tekee mahdolliseksi jännityskentän ja siirtymäkentän tarkastelun koko rakenteen alueella sekä kriittisten paikallisten ilmiöiden tunnistamisen (Zienkiewicz et al., 2010).

FEM-laskennan tulokset eivät kuitenkaan ole eksakteja ratkaisuja, vaan ne riippuvat useista numeerisista ja mallinnuksellisista tekijöistä. Elementtiverkon tiheys, elementtityyppi, materiaalmalli ja reunaehtojen määrittely vaikuttavat merkittävästi laskennan lopputulokseen (Bathe, n.d.). Tieteellisessä kirjallisuudessa korostetaan, että FEM-laskennan luotettavuus edellyttää systemaattista verifiointia ja validointia, mukaan lukien konvergenssitarkastelut ja vertailu analyttisiin tai kokeellisiin tuloksiin (belytschko et al., n.d.).

Paineastioiden suunnittelussa FEM-laskentaa käytetään erityisesti DBA lähestymistavassa, jossa rakenteen kestävyyttä arvioidaan erilaisten vauriomuotojen, kuten plastisen sortuman, paikallisen myötäämisen ja väsymän, näkökulmasta. Tässä yhteydessä FEM-laskenta tarjoaa yksityiskohtaisen kuvan jännitysjaumasta, mutta tulosten tulkinta edellyttää huolellista jännitysten luokittelua ja suhteuttamista mitoituskriteereihin (Moss & Basic, 2013).

3.3 Analyttisen- ja FEM-laskennan vertailu

Analyttisen laskennan ja FEM-laskennan keskeinen ero liittyy siihen, millä tarkkuustasolla ja millä oletuksilla rakenteen käyttäytymistä kuvataan. Analyttinen laskenta perustuu ideaalimalleihin ja tuottaa nimellisiä vasteita, jotka kuvaavat rakenteen keskimääräistä käyttäytymistä. FEM-laskenta puolestaan mahdollistaa paikallisten jännitystilojen ja kuormansiirtomekanismien yksityiskohtaisen tarkastelun (Cook, n.d.; Logan, 2007).

Tarkkuuden näkökulmasta analyttinen laskenta voi olla erittäin luotettava silloin, kun sen oletukset vastaavat tarkasteltavaa rakennetta. FEM-laskenta tarjoaa suuremman potentiaalisen tarkkuuteen monimutkaisissa rakenteissa, mutta tämä tarkkuus toteutuu vain, jos malli on rakennettu ja validoitu huolellisesti (Bathe, n.d.). Ilman asianmukaista verifiointia FEM-tulokset voivat antaa näennäisen tarkan mutta fysikaalisesti virheellisen kuvan rakenteen kestävydestä (belytschko et al., n.d.).

Rakennesuunnittelun näkökulmasta menetelmät täydentävät toisiaan. Analyyttinen laskenta tarjoaa perustason mitoituksen ja vertailukohdan, kun taas FEM-laskenta syventää ymmärrystä rakenteen todellisesta käyttäytymisestä. Lämmönsiirtimeen jalkarakenteen kestävyysarvioinnin edellyttää molempien menetelmien hallittua käyttöä, jotta sekä globaalit että paikalliset vauriomekanismit voidaan tunnistaa ja arvioida luotettavasti (Zienkiewicz et al., 2010).

4 Kuormitusstandardit ja laskentaperusteet

4.1 ASCE 7

ASCE 7 -standardi on yksi keskeisimmistä rakennesuunnittelun teknisistä ohjeistuksista kansainvälisesti. Sen julkaisee American Society of Civil Engineers yhdessä Structural Engineering Institute -yksikön kanssa, ja standardin tarkoituksena on määrittää rakennuksille ja muille rakenteille vähimmäiskuormat ja kuormitusyhdistelmät, joita niiden tulee kestää koko suunnitellun käyttöikänsä ajan. ASCE 7 toimii laajalti rakennesuunnittelun perustana, ja sen periaatteet on sisällytetty useisiin rakennuskoodeihin, minkä vuoksi sitä voidaan pitää rakenteellisen mitoituksen kulmakivenä erityisesti Pohjois-Amerikassa mutta myös kansainvälisessä suunnittelutyössä (ASCE 7, n.d.).

Standardi kattaa laajan joukon eri kuormitustyyppejä, kuten omakuormat, hyötykuormat, tuuli- ja lumikuormat, sateen ja vedenpoistoon liittyvät kuormat sekä maanjäristyksen ja muiden dynaamisten vaikutusten aiheuttamat kuormat. ASCE 7 määrittelee kullekin kuormatyypille laskentaperiaatteet, tarvittavat mitoitusparametrit ja turvallisuustekijät, sekä esittää yksityiskohtaiset ohjeet erilaisten kuormien yhdistämiseksi suunnittelua varten. Tavoitteena on varmistaa, että rakenteet säilyttävät riittävän turvallisuuden, vakauden ja käyttökelpoisuuden sekä normaalitilanteissa että harvinaisissa ääriolosuhteissa (ASCE 7, n.d.).

ASCE 7 on suunniteltu käytännönläheiseksi työkaluksi, joka ohjaa suunnittelijaa tunnistamaan rakenteeseen kohdistuvat olennaisimmat kuormat sekä valitsemaan niille soveltuvat mitoitusmenetelmät. Tuuli- ja maanjäristyskuormien määrittämiseen standardi tarjoaa omat laajat lukunsa, joissa käsitellään muun muassa tuuliprofiileja, turbulenssia, rakennuksen aerodynamiikkaa, maanjäristysvyöhykkeitä sekä rakenteiden dynaamista vastekäyttäytymistä. Näiden lisäksi standardissa annetaan yksityiskohtaiset ohjeet myös rakenteen jäykkyyden, vakauden ja yleisen suorituskyvyn arviointiin kuormitusyhdistelmien yhteydessä (ASCE 7, n.d.).

4.2 Laivojen kiihtyvyys laskenta

Laivan liikkeestä aiheutuvat kiihtyvyysskuormat perustuvat siihen, että alus liikkuu merellä kuudessa vapausasteessa: pitkittäis-, poikittais- ja pystysuuntaisessa siirtymässä sekä kallistus-, keula-perä-keinunta- ja suunnanmuutosliikkeessä. Tämä kuuden vapausasteen esitystapa muodostaa vakiintuneen teoreettisen perustan aluksen liikkeen tarkastelulle ja sitä käytetään yleisesti seakeeping-tutkimuksessa (Cademartori et al., 2023). Kun alus kiihtyy näissä liikkeissä aallokon vaikutuksesta, alukseen kiinnitetyt laitteet, kuten lämmönsiirrin, kokevat massastaan johtuvan dynaamisen vastavaikutuksen. Tämä ilmenee tukirakenteeseen siirtyvinä kiihtyvyysskuormina (Begovic & Mancini, 2021).

Aallokon ja aluksen vuorovaikutus synnyttää ajassa vaihtelevan vasteen, jonka amplitudi ja taajuussisältö riippuvat muun muassa aluksen geometriasta, nopeudesta ja aallokon ominaisuuksista. Seakeeping-analyysissä aluksen liike kuvataan vasteena säännölliseen tai epäsäännölliseen aallokkoon, ja juuri tämä vaste määrää rakenteisiin välittyvien kiihtyvyyksien tason. Klassiset tutkimukset osoittavat, että aluksen liikkeet voivat kasvaa merkittävästi tietyillä aallokon taajuuksilla, mikä on keskeistä myös rakenteellisten kuormitusten kannalta (Cademartori et al., 2023).

Lisäksi aluksen kallistuminen muuttaa painovoiman vaikutussuuntaa suhteessa laitteeseen. Aluksen keinuessa sen pituusakselin ympäri, sekä aluksen keinuessa sen poikittaisakselin ympäri laitteen oma paino ei kohdistu tukirakenteeseen pelkästään pystysuuntaisesti, vaan syntyy myös sivuttaisia ja pitkittäisiä komponentteja. Seakeeping-tarkasteluissa aluksen asennon muutosta ja dynaamista kiihtyvyyttä käsitellään yhdessä kokonaisvasteen osina, jotka määrittävät rakenteisiin kohdistuvan kuormituksen (Begovic & Mancini, 2021).

Aallokossa kuormitus on luonteeltaan vaihtelevaa ja toistuvaa. Nykyaikaisessa tutkimuksessa korostetaan, että aluksen liikkeet muodostavat stokastisen prosessin epäsäännöllisessä aallokossa, jolloin kiihtyvyysskuormat vaihtelevat ajassa ja niiden huippuarvot sekä toistuvuus ovat rakenteellisen mitoituksen kannalta olennaisia. Pitkäaikaisessa tarkastelussa tämä merkitsee toistokuormitusta, joka voi johtaa väsymisilmiöihin tukirakenteessa (Cademartori et al., 2023).

Tavanomaisen aallokon lisäksi alukseen voi kohdistua voimakkaampia ilmiöitä, kuten pohjaiskuja sekä rungon värähtelyyn liittyviä ohimeneviä vasteita. Näitä ilmiöitä käsitellään

merikelpoisuutta käsittelevässä kirjallisuudessa osana aluksen kokonaisdynaamista käyttäytymistä, ja ne voivat aiheuttaa lyhytaikaisia mutta suuria kiihtyvyyshuippuja. Vaikka tällaiset tapahtumat ovat harvinaisempia kuin tavallisen aallokon synnyttämä liike, ne voivat silti määrätä yksittäisten rakenteiden mitoituksen (Begovic & Mancini, 2021).

4.3 yhdekuormien perusteet

Yhdekuormilla tarkoitetaan putkiston ja siihen liittyvien ilmiöiden kautta painelaitteen yhteeseen välittyviä voimia ja momenteja. Kuormat syntyvät tyypillisesti putkiston omapainosta, lämpölaajenemisesta, tuentaratkaisuista sekä mahdollisista linjauspoikkeamista, ja ne esitetään kuutena komponenttina (F_x , F_y , F_z , M_x , M_y , M_z). Putkiston lämpöliikkeet ovat usein merkittävin kuormituslähde, koska lämpölaajeneminen voi kasvattaa yhteeseen välittyviä voimia ja momenteja huomattavasti (datienzae, 2021).

Lämmönsiirtimien ja muiden painelaitteiden rakennesuunnittelussa yhdekuormien tarkastelu on kriittistä, sillä putkiston aiheuttamat ulkoiset kuormat voivat synnyttää merkittäviä paikallisia jännityksiä kuoren ja yhteen liitosalueella (datienzae, 2021).

Standardit, kuten API standardit ja ASME BPVC Osio VIII, edellyttävät, että painelaitteiden suunnittelussa otetaan huomioon putkiston aiheuttamat ulkoiset kuormat ja niiden vaikutus paikallisiin jännityksiin. API standardit sisältää ohjeellisia sallittuja yhdekuormia lämmönsiirtimille, joita käytetään usein putkisto- ja laitesuunnittelun rajapinnassa alustavana mitoitusperusteena. On kuitenkin huomattava, että nämä taulukkoarvot eivät aina vastaa todellisia käyttötilanteita (*The WRC 107/537 Limitations*, 2026).

Käytännön projekteissa yhdekuormat määritetään usein projektikohtaisesti putkiston joustolaskennan perusteella, eikä asiakas ole velvoitettu käyttämään suoraan standarditaulukoita. Tällöin putkistosuunnittelu toimittaa laitevalmistajalle odotetut kuormat, ja laitesuunnittelun tehtävänä on osoittaa rakenteen kestävyys näillä arvoilla. Tämä menettely on yleinen erityisesti suurissa prosessilaitoksissa, joissa putkiston todellinen käyttäytyminen voi poiketa merkittävästi standardioletuksista. Näin ollen yhdekuormien hallinta on luonteeltaan iteratiivinen ja moniammatillinen tehtävä, joka edellyttää tiivistä yhteistyötä putkisto- ja laitesuunnittelun välillä (datienzae, 2021).

4.4 Kuormien yhdistely

ASCE 7 -standardin kuormien yhdistelyperiaatteet muodostavat keskeisen perustan rakenteiden mitoitukselle tilanteissa, joissa useat eri kuormat voivat vaikuttaa samanaikaisesti. Standardin mukaan rakenteet tulee mitoittaa sen kuormitusyhdistelmän perusteella, joka tuottaa rakenteeseen kaikkein epäedullisimman vaikutuksen. Kuormien yhdistelyssä huomioidaan sekä pysyvät että muuttuvat kuormat, ja ne esitetään yhtenäisinä kuormitusyhdistelminä, joissa kuhunkin kuormaan sovelletaan erikseen määriteltyjä osavarmuus- ja yhdistelykertoimia (*ASCE 7*, n.d.).

Keskeistä kuormien yhdistelyssä on ymmärtää kuormien erilaiset luonteet ja todennäköisyydet. Pysyvät kuormat, kuten rakenteen omapaino, vaikuttavat jatkuvasti ja siksi niille käytetyt kertoimet ovat vakaita ja lähellä nimellisarvoja. Muuttuvien kuormien osalta ASCE 7 ottaa huomioon sen, että kuormien huippuarvot eivät todennäköisesti esiinny samanaikaisesti. Tämän vuoksi esimerkiksi tuuli-, lumi- ja käyttökuormat eivät saa täysiiä nimellisarvojaan kaikissa yhdistelmissä, vaan niitä pienennetään standardin mukaisilla yhdistelykertoimilla. Tavoitteena on realistinen, todennäköisyyksiin perustuva mitoitus tapa, joka säilyttää rakenteen luotettavuuden ilman tarpeetonta ylisuurta varmuusmarginaalia (*ASCE 7*, n.d.).

Kuormitusyhdistelmät jaotellaan kahteen pääkategoriaan: lujuusmitoitukseen käytettävät yhdistelmät ja sallittujen jännitysten mitoitukseseen käytettävät yhdistelmät ASD. Lujuusmitoituksessa kuormat kerrotaan osavarmuuskertoimilla, joilla varmistetaan rakenteen riittävä kestävyyspuskuri suhteessa kuormituksen epävarmuuteen. ASD-menetelmässä puolestaan kuormien nimellisarvot yhdistetään, ja varmuus sisältyy materiaalin sallittuihin jännityksiin eikä kuormakertoimiin. Molemmat menetelmät sisältävät omat kuormitusyhdistelmänsä, mutta niiden peruseriaate on sama: varmistaa rakenteen turvallisuus muuttuvissa ja mahdollisesti samanaikaisissa kuormitustilanteissa (*ASCE 7*, n.d.).

ASCE 7 määrittelee myös tilanteet, joissa tietyt kuormat eivät saa esiintyä yhdessä. Esimerkiksi tuuli- ja maanjäristyskuormia ei tarvitse olettaa samanaikaisiksi, koska niiden samanaikainen esiintyminen on tilastollisesti erittäin epätodennäköistä. Samoin tietyt

kuormien yhdistelmät sisältävät alennettuja kertoimia muuttuville kuormille, jolloin huomioidaan matala todennäköisyys sille, että useampi muuttuva kuorma saavuttaa huippuarvonsa samaan aikaan. Standardi korostaa myös vakavuusanalyysin merkitystä kuormitustilanteissa, joissa sivuttais- tai nostavat voimat voivat vastustaa painovoimaa, kuten tuuli-, tornado- tai seismisissä tilanteissa (ASCE 7, n.d.).

4.5 Analyttinen laskenta

Pressure Vessel Design Manual -teoksessa esitetty menetelmä tarjoaa analyttisen ja selkeästi jäsenellyn lähestymistavan paineastioiden ja lämmönsiirtimien käyttäytymisen arviointiin seismisen kuormituksen alaisena. Menetelmän perusajatus on muuntaa maanjäristyksen aiheuttama dynaaminen kuormitus staattiseksi ekvivalentiksi voimajärjestelmäksi, jolloin rakenteen tarkastelu voidaan suorittaa klassisten statiikan periaatteiden avulla. Menettely määrittää ensin rakenteeseen kohdistuvat horisontaaliset inertia- ja massavoimat, jotka syntyvät laitteen kokonaismassan ja massakeskipisteen suhteesta maanpinnan liikeprofiliin. Näiden voimien yhteisvaikutuksesta muodostuu laitteeseen vaikuttava kokonaismomentti, joka siirtyy edelleen tukirakenteisiin, kuten jalkoihin, jalustalevyihin sekä niiden ankkurointeihin (Moss & Basic, 2013).

Menetelmää voidaan soveltaa jalustarakenteiden mitoittamiseen siten, että laskettu seisminen kokonaiskuorma ja sen synnyttämä taipumismomentti muunnetaan jalkojen päihin vaikuttaviksi puristus- ja vetojäännityksiksi sekä leikkaaviksi vaakavoimiksi. Tämä mahdollistaa jokaisen jalan kuormitustilan yksityiskohtaisen tarkastelun ilman, että tarvitaan monimutkaista numeerista mallia. Menetelmä ottaa huomioon myös useita kuormanjakoon vaikuttavia tekijöitä, kuten laitteen kokonaismassan ja sen jakautumisen, massakeskipisteen korkeuden, jalkojen keskinäisen etäisyyden ja geometrian sekä kiinnityksen jäykkyyden. Näiden parametrien huomioiminen tekee menetelmästä hyvin soveltuvan arvioimaan, kykenevätkö jalustarakenteet kestämaan sekä yhdekuormat että mahdolliset ulkoisten kuormien kuten tuuli-, maanjäristys- ja putkiston reaktivoimien aiheuttamat lisärasitukset analyttisen tarkastelun näkökulmasta (Moss & Basic, 2013).

Tässä työssä kyseistä analyysimenetelmää hyödynnetään erityisesti vertailukohtana FEM-laskentaan. Se toimii lähtökohtana lämmönsiirtimen jalkarakenteen mitoitukselle, kun arvioidaan sen riittävyyttä erilaisille ulkoisille kuormitustilanteille. Menetelmän systemaattisuus ja sen tarjoama laskennallinen suoraviivaisuus auttavat tunnistamaan kriittiset kuormitus- ja jännitystilat jo ennen yksityiskohtaisten numeeristen mallien käyttöä. Tämä parantaa kokonaisarvioinnin läpinäkyvyyttä, helpottaa tulosten tulkintaa ja lisää varmuutta siitä, että FEM-analyysi tuottaa realistisia ja perusteltuja tuloksia.

5 Tutkimus menetelmät

5.1 Tutkimusasetelma

Tässä diplomityössä tutkimus toteutetaan laskennallisena vertailututkimuksena, jonka tavoitteena on arvioida kahden rakenteellisesti toisistaan poikkeavan lämmönsiirtimen tukirakenteen mekaanista kestävyyttä ulkoisten kuormitusten vaikutuksesta.

Tutkimusasetelma perustuu rakenteellisen vasteen vertailuun tilanteessa, jossa sama fysikaalinen rakenneongelma ratkaistaan kahdella eri laskentamenetelmällä: analyyttisellä mitoituslaskennalla ja äärellisten elementtien menetelmään perustuvalla numeerisella analyysillä.

Analyyttinen laskenta pohjautuu klassiseen rakenteiden mekaniikkaan, jossa rakenteen käyttäytymistä kuvataan ideaalisten mallien ja yksinkertaistettujen oletusten avulla, kuten lineaarinen materiaalikäyttäytyminen ja ideaalinen tuentamalli. FEM-analyysi puolestaan mahdollistaa rakenteen geometrian, jäykkyydjakauman ja kuormituksen kolmiulotteisen mallintamisen, minkä ansiosta rakenteen globaali käyttäytyminen voidaan arvioida yksityiskohtaisemmin (O.C et al., 2005).

Jokaiselle tarkasteltavalle lämmönsiirtimen tukirakenteelle muodostetaan oma analyyttinen laskentamalli sekä sitä vastaava FEM-malli. Molemmissa laskentatavoissa ratkaistaan sama kuormitustilanne ja tuloksia verrataan yhtenäisten vertailuperiaatteiden mukaisesti. Tällainen rinnakkainen mallivertailu on vakiintunut tutkimusmenetelmä rakennesuunnittelussa, kun arvioidaan yksinkertaistettujen mitoitusmenetelmien luotettavuutta suhteessa tarkempiin numeerisiin analyysimenetelmiin (Cook, n.d.).

5.2 Lämmönsiirtimien rinnakkainen tarkastelu

Tutkimusmenetelmän keskeinen piirre on kahden rakenteellisesti erilaisen lämmönsiirtimen tukirakenteen rinnakkainen tarkastelu. Tarkasteltavat rakenteet poikkeavat toisistaan geometrian, jäykkyyden, tuentaperiaatteiden sekä kuormien siirtymisreittien osalta, mikä vastaa teollisissa sovelluksissa esiintyvien tukiratkaisujen vaihtelua.

Jokainen tukirakenne analysoidaan itsenäisenä kokonaisuutena, ja sille määritetään omat kuormitustapaukset sekä kuormayhdistelmät. Tämä mahdollistaa laskentamenetelmien välisen suhteen tarkastelun useassa erilaisessa rakenteellisessa kontekstissa. Usean rakenteen samanaikainen tarkastelu parantaa tutkimuksen yleistettävyyttä verrattuna yksittäiseen esimerkkitapaukseen ja mahdollistaa sen arvioinnin, ovatko analyttisen ja FEM-laskennan väliset erot systemaattisia vai rakenteesta riippuvia.

Rinnakkainen tarkastelu tukee myös rakennesuunnittelun käytännön näkökulmaa, jossa erilaiset tukirakenteet mitoitetaan usein samoilla periaatteilla huolimatta niiden geometrisista eroista. Tämän tutkimusasetelman avulla voidaan arvioida, missä määrin tällainen yhtenäinen mitoituskäytäntö on perusteltua.

5.3 Lähtötietojen ja oletusten yhdenmukaistaminen

Analyttisen laskennan ja FEM-laskennan vertailun edellytyksenä on, että molemmat laskentamallit perustuvat mahdollisimman yhteneviin lähtötietoihin ja oletuksiin. Tässä työssä rakenteiden materiaalikäyttäytyminen oletetaan lineaarisesti elastiseksi, mikä on yleinen lähtöoletus sekä analyttisessä mitoituksessa että rakenteellisessa FEM-analyysissä, kun tarkastellaan käyttötilan kuormituksia.

Samat materiaaliparametrit, kuten kimmomoduuli ja sallittu jännitys käytetään molemmissa laskentamenetelmissä. Ulkoiset kuormat ja kuormayhdistelmät määritetään rakennusten ja rakenteiden kuormitusohjeiden mukaisesti ASCE 7 -standardia soveltaen, mikä on laajasti hyväksytty viitekehys rakenteiden kuormitusten määrittelyyn.

Kuormat viedään analyttiseen laskentamalliin ja FEM-malliin samoina resultanttivoimina ja -momentteina sekä samoilla vaikutussuunnilla. Reunaehdot ja tukien toimintaperiaatteet mallinnetaan molemmissa laskentatavoissa siten, että ne vastaavat toisiaan mahdollisimman tarkasti. Tällä pyritään varmistamaan, että laskentatulosten erot johtuvat ensisijaisesti mallinnusmenetelmästä eivätkä lähtötietojen tai oletusten epä johdonmukaisuudesta (O.C et al., 2005)

5.4 Vertailumenetelmä ja vertailusuureet

Analyttisen ja FEM-laskennan vertailu perustuu ensisijaisesti rakenteen globaaleihin ja nimellisiin vasteisiin. Paikallisia FEM-analyysissä esiintyviä huippujännityksiä ei käytetä

sellaisenaan vertailukriteerinä, koska ne ovat voimakkaasti riippuvaisia elementtiverkon tiheydestä, mallin detaljointitasosta sekä paikallisista geometrisista epäjatkuvuuksista

Vertailu kohdistetaan suureisiin, jotka voidaan määrittää johdonmukaisesti molemmilla laskentamenetelmillä. Näihin kuuluvat tukirakenteisiin kohdistuvat kokonaisvoimat ja -momentit, tukitasoon siirtyvät leikkausvoimat ja taivutusmomentit, rakenteen globaalit siirtymät sekä mitoituksen kannalta keskeiset käyttöasteet. Kyseiset suureet ovat keskeisiä rakenteellisen turvallisuuden ja käyttökelpoisuuden arvioinnissa sekä analyyttisessä mitoituksessa, että FEM-pohjaisessa tarkastelussa.

Tulokset esitetään suhteellisina eroina analyyttisen ja FEM-laskennan välillä, mikä mahdollistaa menetelmien välisten erojen selkeän ja numeerisesti vertailukelpoisen tarkastelun. Suhteellinen esitystapa tukee myös eri rakenteiden välistä vertailua, koska tulokset eivät ole sidoksissa yksittäisten rakenteiden absoluuttisiin kuormitustasoihin.

6 Laskenta

6.1 Ulkoiset kuormat

Ulkoisten kuormien laskenta lämmönsiirtimen tukirakenteessa perustuu ASCE 7 -standardissa määriteltyihin kertoimiin ja muuttujiin, joiden tarkoituksena on kuvata rakenteeseen kohdistuvien ympäristökuormien suuruus ja jakautuminen mahdollisimman realistisesti. Tässä diplomityössä tarkastelu on rajattu tuuli- ja seismisiin kuormiin, joiden mitoitus perustuu rakenteen geometriaan, massajakaumaan, sijaintiin sekä käyttöolosuhteisiin.

Tuulikuormien laskentaan vaikuttavia keskeisiä tekijöitä ovat rakenteen maantieteellinen sijainti, joka määrittää perustuulennopeuden, sekä ympäröivä maastoluokka, joka kuvaa tuulen virtauksen estyneisyyttä. Lisäksi rakenteen korkeus, muoto ja tuulelle altistuva pinta-ala vaikuttavat tuulikuorman suuruuteen erilaisten altistus-, muoto- ja suuntakertoimien kautta. Lämmönsiirtimen tukirakenteen tapauksessa huomioidaan myös laitteen ja siihen liittyvien putkistojen aerodynaaminen muoto, joka vaikuttaa tuulipaineen jakautumiseen rakenteessa.

Seismisten kuormien laskenta perustuu rakenteen dynaamisiin ominaisuuksiin sekä alueelliseen seismiseen vaaratasoon. Mitoittavia tekijöitä ovat muun muassa rakenteen kokonaisuudessa, massan jakautuminen korkeussuunnassa, rakenteen jäykkyys sekä ominaisvärähtelyjakso. Lisäksi perustamistapa ja maaperäolosuhteet vaikuttavat seismisiin vastekertoimiin. ASCE 7 -standardin mukaisesti seismiset kuormat esitetään usein ekvivalenttisenä staattisena kuormana, mikä mahdollistaa rakenteen mitoituksen lineaarisen analyysin avulla.

Rakenteeseen vaikuttavat ulkoiset kuormat esiintyvät käytännössä useina samanaikaisina voima- ja momenttikomponentteina eri suunnissa. Näiden yhteisvaikutus huomioidaan laskennassa muodostamalla resultanttivoimat ja -momentit yksittäisistä komponenttisuureista. Vaakasuorat ja pystysuuntaiset voimakomponentit yhdistetään vektorisesti, jolloin resultanttivoima määritetään komponenttien neliösumman neliöjuurena. Vastaavasti taivutus- ja vääntömomentit yhdistetään momenttivektorien perusteella.

Useasta kuormituspisteestä tai liitännästä (esimerkiksi putkiyhteet tai suuttimet) rakenteeseen siirtyvät kuormat summataan kokonaisvoimiksi ja kokonaismomenteiksi tarkasteltavassa

tasossa. Rakenteen tukipisteeseen vaikuttava taivutusmomentti muodostuu sekä yksittäisten kuormien aiheuttamien momenttien summasta että voimien ja niiden momenttivarsien tulosta (*WRC 537 | PDF*, n.d.). Näin saadaan rakenteen mitoituksessa käytettävät kokonaisleikkausvoimat ja taivutusmomentit.

Käytettävät kertoimet, symbolit ja yhdistelymenetelmät on valittu siten, että ne ovat yhdenmukaisia ASCE 7 -standardin terminologian ja laskentaperiaatteiden kanssa. Tämä varmistaa laskennan jäljitettävyyden ja mahdollistaa tulosten vertailun yleisesti hyväksytyihin mitoituskäytäntöihin. Tässä luvussa esitetyt kaavat ja symbolit muodostavat perustan myöhemmissä luvuissa esitettävälle kuormitusyhdistelmille ja rakenteellisille tarkasteluille.

Laskennoissa tullaan käyttämään voimien ja momenttien siirtämistä massakeskipisteeseen. Voimien ja momenttien siirtäminen perustuu jäykän kappaleen statiikan siirtosääntöön (Varignonin lauseeseen). Kun voima siirretään pisteestä toiseen, voiman suuruus ja suunta säilyvät, mutta momentti muuttuu siirtovektorin ja voiman ristitulon verran.

Momentti massakeskipisteessä voidaan laskea kaavan (1) mukaan.

$$M_{COG} = M_N + r \times F \quad (1)$$

Missä r on siirtovektori pisteestä N massakeskipisteeseen. Ristitulo $r \times F$ kuvaa voiman siirrosta syntyvää lisämomenttia.

6.1.1 Tuulikuormat

Tarkasteltavana kohteena on kuvassa 1 esitetty lämmönsiirrin, johon kohdistuvat ASCE 7 -standardin mukaisesti määritetyt tuulikuormat. Tarkastelussa käytettäväksi lähtötiedoiksi on määritetty tuulen nopeudeksi $40 \frac{m}{s^2}$, maastokategoriaksi III sekä paljastusluokaksi D.

Ensimmäiseksi käytetään kaavaa (2), tuulen nopeuspaine tarkastelukorkeudella z .

$$q_z = 0.613 K_z K_{zt} K_d V_s^2 \quad (2)$$

$$q_z = 0.613 * 1.030 * 1 * 1 * 40 \frac{m}{s} = 1010 \frac{N}{m^2}$$

Missä K_z on Nopeuspainekertoimen korkeuskerroin, K_{zt} on topografiakertoimen vaikutus tuulen nopeuteen, K_d on tuulen suuntakerroin. Nämä kaikki kertoimet saadaan ASCE 7 -standardista. V_s^2 on tuulen nopeus.

Seuraavaksi lasketaan rakenteeseen vaikuttava tuulen paine kaavalla (3).

$$p = q_z G_h C_f \quad (3)$$

Missä C_f on rakenteen muotokerroin mikä kuvaa rakenteen aerodynaamista vastusta, G_h on puuskakerroin. C_f ja G_h kertoimet saadaan ASCE 7 -standardista. q_z on kaavasta (1) saatu tuulen nopeuspaine tarkastelukorkeudella z .

Kuvan 1 lämmönsiirrin ei ole x ja z akselin suhteen symmetrinen, joten tuulen paine tulee laskea kummallekin puolelle erikseen.

$$px = q_z G_h C_{fx} = 1010 \frac{N}{m^2} * 0.85 * 1.3 = 1116 \frac{N}{m^2}$$

$$pz = q_z G_h C_{fz} = 1010 \frac{N}{m^2} * 0.85 * 1.307 = 1122 \frac{N}{m^2}$$

Kuvan 1 lämmönsiirtimen pinta-alat, jotka altistuvat tuulelle ovat $A_x = 1.380 m^2$ ja $A_z = 0.771 m^2$. Kaavan (4) avulla voidaan laskea tuulen aiheuttamat voimat, jotka vaikuttavat lämmönsiirtimeen.

$$F = A * p \quad (4)$$

Missä A on tuulelle altistunut pinta-ala ja p on kaavasta (3) saatu rakenteeseen vaikuttava tuulen paine.

$$F_x = A_x * px = 1.380 m^2 * 1116 \frac{N}{m^2} = 1541 N$$

$$F_z = A_z * pz = 0.771 m^2 * 1122 \frac{N}{m^2} = 866 N$$

Seuraavaksi muutetaan tuulikuormat kuormat vertailupisteestä painopisteeseen talukon 1 mukaan.

Taulukko 1: Siirretyt tuulikuormat vertailupisteestä massakeskipisteeseen, tapaus A

Tuulikuormat siirretty vertailupisteestä (RP) massakeskipisteeseen (COG)									
	FX [N]	FY [N]	FZ [N]	MX [Nm]	MY [Nm]	MZ [Nm]	X [m]	Y [m]	Z [m]
RP	1541	0	866	0	0	0	0	0,526	0
COG	1541	0	866	68	0	122	0	0,605	0

6.1.2 Seismiset kuormat

Tarkasteltavana kohteena on kuvassa 1 esitetty lämmönsiirrin, johon kohdistuvat ASCE 7 -standardin mukaisesti määritetyt seismiset kuormat. Tarkastelussa käytettäviksi lähtötiedoiksi on määritetty lämmönsiirtimen omasta painosta johtuva kuorma: 6190 N, riskiluokka III, kategoriaksi B sekä työmaaluokaksi E. Näitä lähtötietoja tarvitaan, jotta seismisen mitoituksen kertoimet voidaan määrittää ASCE 7 -standardin mukaisesti.

Ensimmäisenä lasketaan SM_s , maksimi spektrinen kiihtyvyys lyhyellä jaksolla käyttäen kaavaa (5).

$$SM_s = F_a * S_s \quad (5)$$

$$SM_s = 1.333 * 0.15 = 0.2$$

Missä F_a on maaperä kertoimen vaikutus lyhyellä jaksolla ja S_s on lyhyen jakson (0.2s) spektrinen kiihtyvyys. F_a ja S_s kertoimet saadaan ASCE 7 -standardista tai USGS Seismisen suunnittelun geodata alustalta.

Seuraavaksi lasketaan SD_s , mitoitusspektrinen kiihtyvyys lyhyellä jaksolla käyttäen kaavaa (6).

$$SD_s = \frac{2}{3} * SM_s \quad (6)$$

$$SD_s = \frac{2}{3} * 0.2 = 1.333$$

Missä SM_s on maksimi spektrinen kiihtyvyys lyhyellä jaksolla, joka saadaan kaavasta (5).

Kerroin $\frac{2}{3}$ on standardiperäinen.

Seuraavaksi lasketaan maksimi spektrinen kiihtyvyys pitkällä jaksolla, S_{M1} , mikä saadaan kaavasta (7).

$$S_{M1} = F_w * S_1 \quad (7)$$

$$S_{M1} = 2.188 * 0.064 = 0.14$$

Missä F_w on maaperäkertoimen vaikutus pitkän jakson kiihtyvyyteen ja S_1 on pitkän jakson (1.0s) spektrinen kiihtyvyys. F_w ja S_1 kertoimet saadaan ASCE 7 -standardista tai USGS Seismisen suunnittelun geodata alustalta.

Seuraavaksi lasketaan S_{D1} mitoitusspektrinen kiihtyvyys pitkällä jaksolla, joka saadaan kaavasta (8).

$$S_{D1} = \frac{2}{3} * S_{M1} \quad (8)$$

$$S_{D1} = \frac{2}{3} * 0.14 = 0.093$$

Missä SM_1 on maksimi spektrinen kiihtyvyys pitkällä jaksolla, joka saadaan kaavasta (7).

Kerroin $\frac{2}{3}$ on standardiperäinen.

Näiden seismisten kertoimien avulla pystytään määrittämään vaakasuuntainen seisminen suunnittelu voima V_1 , joka saadaan kaavasta (9).

$$V_1 = 0.4 * SD_s * I_p * W_p * \left(\frac{H_f}{R_\mu}\right) * \left(\frac{C_{AR}}{R_{p0}}\right) \quad (9)$$

$$V_1 = 0.4 * 0.133 * 1 * 6190 \text{ N} * \left(\frac{3.5}{1.3}\right) * \left(\frac{1}{1.5}\right) = 593 \text{ N}$$

Missä H_f on voiman vahvistuskertoimen korkeuden funktiona, R_μ on laitteen rakenteen sitkeyskerroin, C_{AR} on laitteen värinän sitkeyskerroin, R_{p0} on laitteen voimakkerroin, I_p on laitteen tärkeyskerroin. Edellä mainitut kertoimet ovat ASCE 7 -standardista tai laitteen tilaajan määrittelemiä arvoja. Kerroin SD_s saadaan kaavasta (6) ja 0.4 on standardiperäinen kerroin. W_p on laitteen painosta johtuva kuorma.

Seuraavaksi voidaan määrittää maksimi vaakasuuntainen seisminen voima V_2 , joka saadaan kaavaa (10) käyttämällä.

$$V_2 = (1.6 * SD_s * I_p) * W_p \quad (10)$$

$$V_2 = (1.6 * 0.133 * 1) * 6190 \text{ N} = 1321 \text{ N}$$

Missä SD_s on kaavan (5) mukainen mitoitusspektrin kiihtyvyys lyhyellä jaksolla, I_p on laitteen tärkeyskerroin, mikä saadaan ASCE 7 -standardista tai suoraan laitteen tilaajalta. W_p on laitteen painosta johtuva kuorma ja 1.6 on ASCE 7:n standardiperäinen kerroin.

seuraavaksi voidaan määrittää minimi vaakasuuntainen voimakomponentti V_3 , joka voidaan laskea kaavalla (11).

$$V_3 = 0.3 * SD_s * I_p * W_p \quad (11)$$

$$V_3 = 0.3 * 0.133 * 1 * 6190 \text{ N} = 248 \text{ N}$$

Missä SD_s on kaavan (5) mukainen mitoitusspektrinen kiihtyvyys lyhyellä jaksolla, I_p on laitteen tärkeyskerroin, mikä saadaan ASCE 7 -standardista tai suoraan laitteen tilaajalta. W_p on laitteen painosta johtuva kuorma ja 0.3 on ASCE 7:n standardiperäinen kerroin.

Edellä mainittujen voimakomponenttien V_1 , V_2 ja V_3 avulla voidaan määrittää lopullinen vaakasuuntainen seisminen voima V_{hs} . ASCE 7 -standardin mukaan V_{hs} määräytyy siten, että V_1 ei tule olla suurempi kuin V_2 , eikä pienempi kuin V_3 . Edellä mainittu sääntö voidaan tarkastaa kaavalla (12).

$$V_3 < V_1 < V_2 \quad (12)$$

$$(248 N < 593 N < 1321 N) = Tosi$$

Kaavasta (12) voidaan todeta, että $V_1 = V_{hs}$.

Seuraavaksi muutetaan seismiset kuormat vertailupisteestä massakeskipisteeseen taulukon 2 mukaan.

Taulukko 2: Siirretyt seismiset kuormat vertailupisteestä painopisteeseen, tapaus A

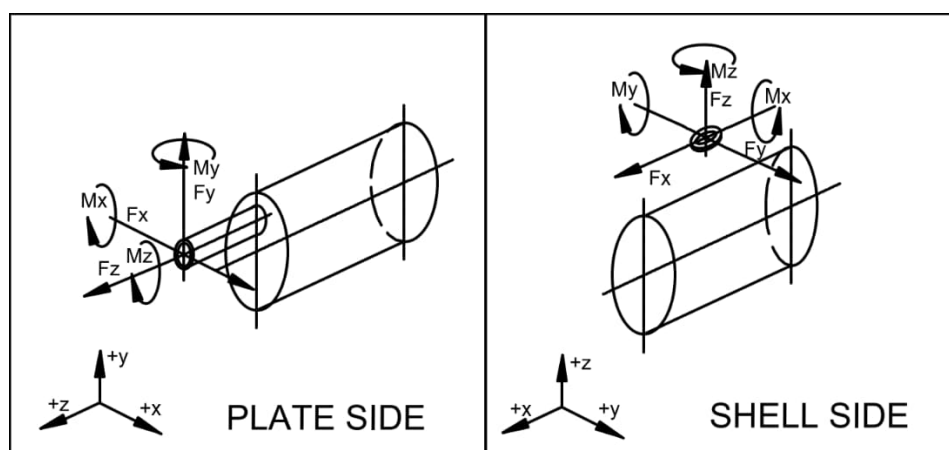
Seismiset kuormat on siirretty vertailupisteestä massakeskipisteeseen									
	FX [N]	FY [N]	FZ [N]	MX [Nm]	MY [Nm]	MZ [Nm]	X [m]	Y [m]	Z [m]
RP	593	0	593	0	0	0	0	0,605	0
COG	593	0	593	0	0	0	0	0,605	0

6.1.3 Yhdekuormat

Ensimmäisenä tarkasteltavana kohteena on kuvassa 1 esitetty lämmönsiirrin, johon kohdistuvat taulukon 3 mukaiset yhdekuormat ja kuormien etäisyydet. Kuvassa 3 on esitetty yhdekuormien suunnat.

Taulukko 3: Yhdekuormat globaaleissa koordinaateissa, tapaus A

Yhdekuormat klobaaleissa koordinaateissa									
	FX [N]	FY [N]	FZ [N]	MX [Nm]	MY [Nm]	MZ [Nm]	DX [m]	DY [m]	DZ [m]
N1	1170	1170	1170	387	387	387	0,000	0,108	0,494
N2	1170	1170	1170	387	387	387	0,000	-0,108	0,494
N3	4331	4331	4331	3915	3915	3915	0,000	-0,205	0,000
N4	6175	6175	6175	6569	6569	6569	0,000	0,205	0,000



Kuva 3: Yhdekuormien suunnat.

Yhdekuormat tulee siirtää lämmönsiirtimen massakeskipisteeseen, jotta tulevissa laskelmissa kuormien yhdistely olisi helpompaa. Yhdekuormen voimat (F) pysyy samoina massakeskipisteessä, mutta momentit muuttuvat. Momentit ovat siirretty massakeskipisteeseen kaavan (1) avulla. Kaikkien N1-N4 yhteiden voimat ja momentit summataan toistensa kanssa, jotta saadaan yhdekuormien todellinen kuormitus massakeskipisteessä. Talukossa 4 on esitetty voimat ja momentit lämmönsiirtimen massakeskipisteessä.

Taulukko 4: Yhdekuormat globaaleissa koordinaateissa siirrettynä, tapaus A

Yhdekuormat globaaleissa koordinaateissa ja siirretty massakeskipisteeseen (COG)									
	FX [N]	FY [N]	FZ [N]	MX [Nm]	MY [Nm]	MZ [Nm]	X [m]	Y [m]	Z [m]
N1	1170	1170	1170	-65	965	261	0,000	0,605	0,000
N2	1170	1170	1170	-317	965	513	0,000	0,605	0,000
N3	4331	4331	4331	3027	3915	4803	0,000	0,605	0,000
N4	6175	6175	6175	7835	6569	5303	0,000	0,605	0,000
COG	12846	12846	12846	10480	12414	10880	0,000	0,605	0,000

Toisena tarkasteltavana kohteena on kuvassa 2 esitetty lämmönsiirrin, johon kohdistuvat taulukon 5 mukaiset yhdekuormat ja kuormien etäisyydet. Kuvassa 3 on esitetty yhdekuormien suunnat.

Taulukko 5: Yhdekuormat globaaleissa koordinaateissa, tapaus B

Yhdekuormat globaaleissa koordinaateissa									
	FX [N]	FY [N]	FZ [N]	MX [Nm]	MY [Nm]	MZ [Nm]	DZ [m]	DY [m]	DX [m]
N1	1250	1250	1250	525	525	525	-0.371	0.508	0
N2	1250	1250	1250	525	525	525	0.371	0.508	0
N3	1250	1250	1250	525	525	525	0	0.600	0
N4	1000	1000	1000	260	260	260	0	0.200	0

Yhdekuormat tulee siirtää lämmönsiirtimen massakeskipisteeseen, jotta tulevissa laskelmissa kuormien yhdistely olisi helpompaa. Yhdekuormen voimat (F) pysyy samoina massakeskipisteessä, mutta momentit muuttuvat. Momentit ovat siirretty massakeskipisteeseen kaavojen (13), (14) ja (15) avulla. Kaikkien N1-N4 yhteiden voimat ja momentit summataan toistensa kanssa, jotta saadaan yhdekuormien todellinen kuormitus massakeskipisteessä. Taulukossa 6 on esitetty voimat ja momentit lämmönsiirtimen massakeskipisteessä.

$$Mx_{COG} = FZ * DY + FY * DX \quad (13)$$

$$My_{COG} = FX * DZ + FZ * DZ \quad (14)$$

$$Mz_{COG} = FY * DX + FX * DY \quad (15)$$

Missä F ja D arvot ovat otettu taulukosta 5. F muuttujat kuvaavat x , y ja z suuntaisia voimia ja D muuttujat kuvaavat yhdekuormien matkaa massakeskipisteeseen.

Taulukko 6: Yhdekuormat globaaleissa koordinaateissa ja siirrettynä, tapaus B

Yhdekuormat globaaleissa koordinaateissa ja siirretty massakeskipisteeseen (COG)									
	FX [N]	FY [N]	FZ [N]	MX [Nm]	MY [Nm]	MZ [Nm]	DZ [m]	DY [m]	DX [m]
N1	1250	1250	1250	635	464	1099	0	0	0
N2	1250	1250	1250	635	464	1099	0	0	0
N3	1250	1250	1250	750	0	750	0	0	0
N4	1000	1000	1000	200	0	200	0	0	0
COG	4750	4750	4750	2220	928	3148	0	0	0

6.1.4 Kiihtyvyytkuormat

Tarkasteltavana kohteena on kuvan 2 lämmönsiirrin, johon kohdistuu taulukon 7 mukaiset aluksen liikkeistä johtuvat kiihtyvyydet.

Taulukko 7: Aluksen liikkeistä johtuvat kiihtyvyydet, tapaus B

Syväys	Pysty aluksen tilanne			Kallistuneen aluksen tilanne		
	a_x [m/s ²]	a_y [m/s ²]	a_z [m/s ²]	a_x [m/s ²]	a_y [m/s ²]	a_z [m/s ²]
SCANTLING	1,115	0	2,538	0	2,863	1,112
BALLAST	1,314	0	2,538	0	3,369	1,178

Lämmönsiirrimen kiihtyvyytkuorma F lasketaan kaavan (16) mukaan. Laskentaa yksinkertaistettaessa on mahdollista käyttää konservatiivista lähestymistapaa, jolloin aluksen kiihtyvyyksistä valitaan suurin ja lasketaan kiihtyvyytkuormat suurimman kiihtyvyyden mukaan.

$$F = m * a \quad (16)$$

Missä m on laitteen massa ja a on aluksen liikkeestä johtuva kiihtyvyys.

Taulukosta 8 voidaan nähdä aluksen liikkeistä johtuvat kuormat, sekä lämmönsiirtimen omasta painosta johtuva kuorma, mikä on laskettu kaavalla (16).

Taulukko 8: Aluksen liikkeestä johtuvat kuormat ja oma paino, tapaus B

Aluksen liikkeestä johtuvat kuormat ja oma paino.				
Omapaino	m	378,000	kg	Massa (m)
Omapaino	g	9,810	m/s ²	Painovoimakihtyvyys
Omapaino	Fgy	3708	N	m * g
Kiihtyvyydet	ax	3,369	m/s ²	X-suunnan kiihtyvyys
Kiihtyvyydet	ay	3,369	m/s ²	Y-suunnan kiihtyvyys
Kiihtyvyydet	az	3,369	m/s ²	Z-suunnan kiihtyvyys
Kiihtyvyys kuormat	Fax	1273	N	m * ax
Kiihtyvyys kuormat	Fay	1273	N	m * ay
Kiihtyvyys kuormat	Faz	1273	N	m * az

6.1.5 Kuormien yhdistely

Rakenteen mitoituksessa yksittäisiä kuormia ei tarkastella erillisinä, vaan ne yhdistetään kuormitusyhdistelmiksi, jotka kuvaavat rakenteen kannalta epäedullisimpia mahdollisia kuormitustilanteita. Kuormien yhdistely suoritetaan ASCE 7 -standardin mukaisten kuormitusyhdistelmien periaatteita noudattaen. Tarkasteltavassa lämmönsiirtimen tukirakenteessa merkittävimmät muuttuvat kuormat ovat tuuli- ja seismiset kuormat sekä aluksen liikkeistä aiheutuvat kiihtyvyyden kuormat, jotka yhdistetään laitteen omapainoon ja yhdekuormiin.

Kaikki voima- ja momenttikomponentit on siirretty yhteiseen tarkastelupisteeseen (massakeskipisteeseen), mikä mahdollistaa kuormien johdonmukaisen summaamisen.

Tässä diplomityössä tarkastellaan kahta kuvissa esitettyä lämmönsiirrintä. Kuvan 1 lämmönsiirtimeen kohdistuvat tuuli- ja seismiset kuormat sekä omapainosta ja yhdekuormista aiheutuvat kuormat. Kuvan 2 lämmönsiirtimeen kohdistuvat puolestaan aluksen liikkeistä syntyvät kiihtyvyysskuormat yhdessä omapainon ja yhdekuormien kanssa. Näiden perusteella muodostetaan rakenteen mitoituksessa käytettävät kokonaiskuormat.

Ensimmäisenä tarkastellaan kuvan 1 lämmönsiirtimen kuormien yhdistelyä. ASCE 7 -standardin mukaisesti tuuli- ja seismisiä kuormia ei oleteta vaikuttavan samanaikaisesti täysimääräisinä, minkä vuoksi ne tarkastellaan erillisissä kuormitusyhdistelmissä. Tämän vuoksi muodostetaan kaksi kuormitusyhdistelmää.

Taulukossa 9 on esitetty kuormien yhdistelyn tulokset. Kombinaatio 1 kuvaa tilannetta, jossa määrävänä ympäristökuormana on tuulikuorma yhdessä yhdekuormien ja omapainon kanssa. Kombinaatio 2 puolestaan kuvaa tilannetta, jossa määrävänä ympäristökuormana on seisminen kuorma yhdessä yhdekuormien ja omapainon kanssa.

Taulukossa 9 esitetyt voima- ja momenttikomponentit on siirretty massakeskipisteeseen ennen yhdistelyä, mikä mahdollistaa kuormien suoran vertailun ja rakenteen mitoituksen kannalta epäedullisimman kuormitustapauksen tunnistamisen.

Taulukko 9: Yhdistetyt kuormat, tapaus A.

Yhdistetyt kuormat, tapaus A									
	FX [N]	FY [N]	FZ [N]	MX [Nm]	MY [Nm]	MZ [Nm]	X [m]	Y [m]	Z [m]
Tuulikuorma	1541	0	866	68	0	122	0	0,605	0
Seisminen kuorma	593	0	593	0	0	0	0	0,605	0
Yhdekuormat	12846	12846	12846	10480	12414	10880	0	0,605	0
Omapaino	0	6190	0	0	0	0	0	0,605	0
kombinaatio 1	14387	19036	13712	10548	12414	11002	0	0,605	0
kombinaatio 2	13439	19036	13439	10480	12414	10880	0	0,605	0

Seuraavaksi tarkastellaan kuvan 2 lämmönsiirtimen kuormien yhdistelyä. Tässä tapauksessa ympäristökuormituksena vaikuttavat aluksen liikkeistä aiheutuvat kiihtyvyysskuormat. Toisin kuin tuuli- ja seismisessä tarkastelussa, tässä kuormitustilanteessa ei muodosteta

vaihtoehtoisia ympäristökuormayhdistelmiä, vaan kiihtyvyysskuormat yhdistetään samanaikaisesti laitteen omapainon ja yhdekuormien kanssa.

Taulukossa 10 on esitetty kuormien yhdistelyn tulokset. Kokonaiskuormat on muodostettu summaamalla kiihtyvyysskuormat, yhdekuormat sekä omapaino komponenttikohtaisesti. Ennen yhdistelyä kaikki voima- ja momenttikomponentit on siirretty massakeskipisteeseen, mikä mahdollistaa kuormien johdonmukaisen summauksen ja kuormitustilanteen suoran tarkastelun rakenteen mitoitus varten.

Esitetty kombinaatio 1 kuvaa aluksen liikkeistä aiheutuvan kiihtyvyyden määräämää kuormitustilannetta yhdessä prosessiyhteiden ja omapainon kanssa. Tätä kuormitustapausta käytetään tukirakenteen mitoituksessa epäedullisimman vaikutuksen arviointiin kyseisessä käyttötilanteessa.

Taulukko 10: Yhdistetyt kuormat, tapaus B

Yhdistetyt kuormat, tapaus B									
	FX [N]	FY [N]	FZ [N]	MX [Nm]	MY [Nm]	MZ [Nm]	X [m]	Y [m]	Z [m]
Kiihtyvyysskuorma	1273	1273	1273	0	0	0	0	0,400	0
Yhdekuormat	4750	4750	4750	2220	928	3148	0	0,400	0
Omapaino	0	3708	0	0	0	0	0	0,400	0
kombinaatio 1	6023	9731	6023	2220	928	3148	0	0,400	0

6.2 FEM- kestävyys tarkastelu (tapaus A)

Ensimmäisenä FEM- tarkastelussa on kuvan 1 mukainen lämmönsiirrin.

6.2.1 Materiaaliparametrit (tapaus A)

Rakenteen materiaaliparametrit on määritetty ASME II Part D -standardin mukaisesti tarkastelulämpötilassa 65,55 °C. Kulmapalkkien materiaalina käytetään SA240-316L-terästä, kun taas vaippa- ja päätylevyt on valmistettu SA240-304L-teräksestä. Taulukoissa 11 ja 12 esitetään analyysissä käytetyt kimmomoduulit, Poissonin luvut sekä sallitut jännitystasot.

Sallitut jännitykset on johdettu standardin mukaisesta suunnittelulujuudesta käyttäen ASME:n mukaisia kertoimia (1,0f; 1,5f; 3,0f), jotka vastaavat primäärikalvojännityksen sekä kalvo- ja taivutusjännitysten sallittuja raja-arvoja. Näitä arvoja käytetään FEM-tulosten arvioinnissa ja rakenteen hyväksyttävyydestä tarkasteluissa.

Taulukko 11: SA240-316L kulma profiilien materiaali ominaisuudet.

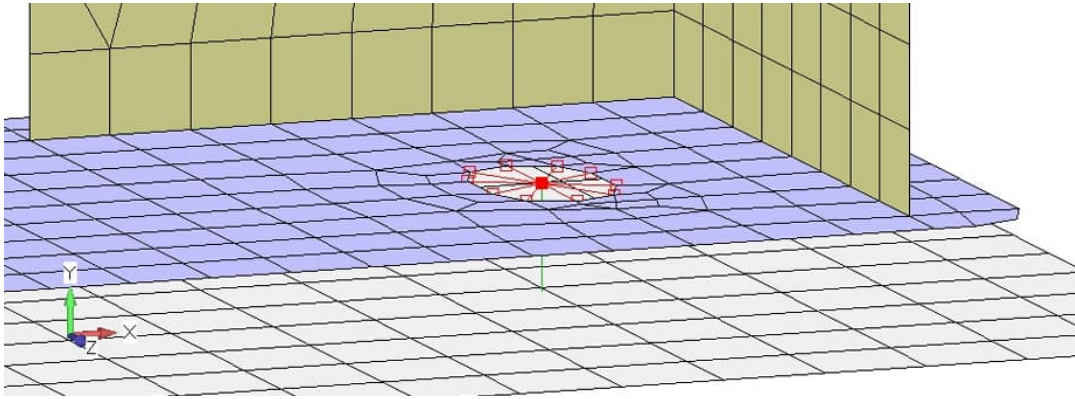
SA240-316L materiaali ominaisuudet (Kulma profiilit)		
OMINAISUUS	ARVO	KUVAUS
E [MPa]	191676	Kimmomoduuli lämpötilassa 65,55 °C
v	0,3	Poissonin luku
S [MPa]	96	Suurin sallittu jännitys lämpötilassa 65,55 °C
1,0 x f [MPa]	96	Sallittu primäärinen kalvojännitys lämpötilassa 65,55 °C
1,5 x f [MPa]	144	Sallittu primäärinen paikallinen kalvo- ja taivutusjännitys lämpötilassa 65,55 °C
3,0 x f [MPa]	288	Sallittu primäärinen + sekundäärinen kalvo- ja taivutusjännitys lämpötilassa 65,55 °C

Taulukko 12: SA240-316L vaippa- ja päätylevyjen materiaali ominaisuudet.

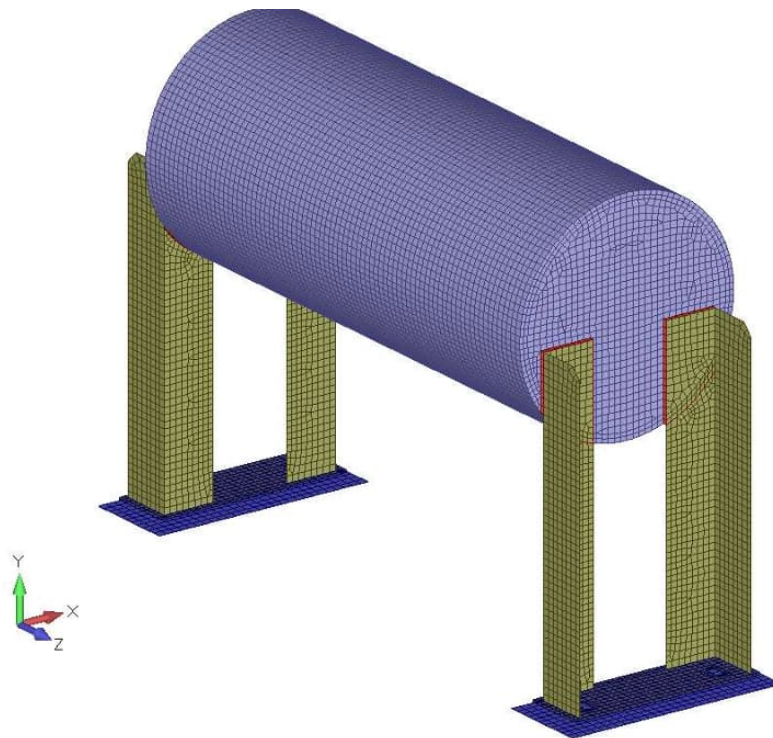
SA240-316L materiaali ominaisuudet (Vaippa- ja päätylevyt)		
OMINAISUUS	ARVO	KUVAUS
E [MPa]	191676	Kimmomoduuli lämpötilassa 65,55 °C
ν	0,3	Poissonin luku
S [MPa]	191	Suurin sallittu jännitys lämpötilassa 65,55 °C
1,0 x f [MPa]	191	Sallittu primäärinen kalvojännitys lämpötilassa 65,55 °C
1,5 x f [MPa]	286	Sallittu primäärinen paikallinen kalvo- ja taivutusjännitys lämpötilassa 65,55 °C
3,0 x f [MPa]	573	Sallittu primäärinen + sekundäärinen kalvo- ja taivutusjännitys lämpötilassa 65,55 °C

6.2.2 FE-malli (tapaus A)

FE-malli on esitetty kuvassa 5. Pohjalevyt ja kulmaprofiilit on mallinnettu CQUADR-kuorielementeillä. Päätylevyt on mallinnettu kolmiulotteisilla CHEXA-solidielementeillä, ja päätylevyjen sekä kulmapalkkien väliset hitsit on mallinnettu CQUADR-kuorielementeillä. Kiinnityspultit on esitetty CBEAM-palkkielementeinä, jotka on kytketty aluslevyihin jäykillä RBE2-elementeillä. Aluslevyn ja perustan välinen kontakti on mallinnettu pintakosketuksena (kuva 4).



Kuva 4. Jäykkä RBE2-elementti (punainen) ja CBEAM-palkkielementti (vihreä).



Kuva 5. Mallin verkotus: 43 000 solmua ja 32 000 elementtiä.

6.2.3 Kuormat (tapaus A)

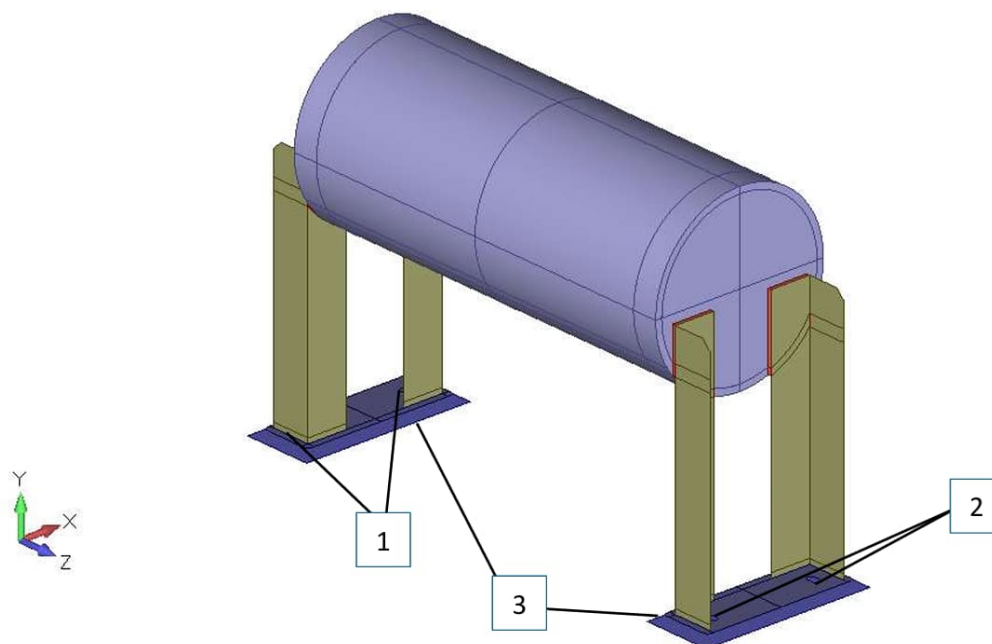
FE-analyysissä käytetyt kuormat on määritetty taulukossa 9 esitettyjen kuormitusyhdistelmien mukaisesti. Analyysiin on muodostettu yhdistetyt kuormat, jotta rakenteen vaste voidaan arvioida mitoituksen kannalta epäedullisessa kuormitustilanteessa.

Taulukon 9 perusteella kokonaiskuormat muodostuvat tuuli- ja seismisistä kuormista, yhdekuormista sekä omapainosta. Näiden komponenttien summaamisesta saadut kombinaatiot (kombinaatio 1 ja kombinaatio 2) on tarkasteltu mitoitustapauksina. Vertailun perusteella tuulikuorman määräämä kuormitusyhdistelmä (kombinaatio 1), joka sisältää tuulikuorman, yhdekuormat sekä omapainon, antaa hieman suuremmat kuormitustasot kuin vaihtoehtoinen yhdistelmä.

Tämän vuoksi FE-analyysissä käytetään ainoastaan kombinaation 1 mukaisia kuormia rakenteen mitoituksen konservatiivisuuden varmistamiseksi. Kuormat on ennen analyysiä siirretty massakeskipisteeseen, mikä mahdollistaa voima- ja momenttikomponenttien johdonmukaisen tarkastelun globaalissa koordinaatistossa.

6.2.4 Reunaehdot (tapaus A)

Mallissa käytetyt reunaehdot on esitetty kuvassa 6 ja koottu erilliseen taulukkoon 13. Reunaehdot on määritetty siten, että ne vastaavat lämmönsiirtimen todellista tuentaa ja mahdollistavat rakenteen realistisen kuormituskäyttäytymisen.



Kuva 6. reunaehdot (tapaus A)

Taulukko 13: Reunaehdot, tapaus A

Raunaehdot (tapaus A)						
Sijainti	TX	TY	TZ	RX	RY	RZ
1) pultit, ei-liukuva pää	SIDOTTU	SIDOTTU	SIDOTTU	VAPAA	VAPAA	VAPAA
2) pultit, liukuva pää	SIDOTTU	SIDOTTU	VAPAA	VAPAA	VAPAA	VAPAA
3) aluslevy	VAPAA	SIDOTTU	VAPAA	VAPAA	VAPAA	VAPAA

Ei-liukuvan pään tuenta estää laitteen jäykän siirtymisen, kun taas liukuvan pään tuenta sallii lämpölaajenemisesta aiheutuvan pituussuuntaisen liikkeen. Aluslevyn ja perustan välinen tuenta mallintaa rakenteen pystysuuntaisen tuennan siten, että kuormansiirto perustaan tapahtuu realistisesti.

Taulukossa käytetyt merkinnät TX, TY ja TZ viittaavat siirtymiin x-, y- ja z-suunnissa, kun taas RX, RY ja RZ kuvaavat rotaatioita vastaavien akselien ympäri.

FE-analyysissä käytetyt kuormat on määritetty taulukossa 9 esitettyjen kuormitusyhdistelmien mukaisesti. Analyysiin on muodostettu yhdistetyt kuormat, jotta rakenteen vaste voidaan arvioida mitoituksen kannalta epäedullisessa kuormitustilanteessa.

6.2.5 Hitsausliitokset (tapaus A)

Tukirakenteen ja päätylevyn väliset pienahitsit on mallinnettu levyelementeillä. Elementin paksuus vastaa hitsin a-mittaa, jolloin hitsin kuormankantokyky voidaan arvioida suoraan elementtijännitysten perusteella.

Hitsin mitoituksessa tarkastellaan hitsipalossa vaikuttavaa von mises -jännitystä. Sallittu jännitystaso määräytyy heikomman perusmateriaalin suunnittelulujuuden perusteella.

Tarkastelu perustuu siihen, että hitsin tehollinen poikkipinta on hitsin poikkileikkauksen pinta-ala ja että hitsin kantokyky on verrannollinen a-mittaan.

Joissakin tapauksissa pienahitsin minimi a-mitta voidaan arvioida levyelementistä määritetyn, liitokseen nähden kohtisuoran von mises -jännityksen perusteella. Tällöin vaadittu a-mitta voidaan esittää muodossa (nick8284, 2025).

$$a_{\text{top}} \geq \frac{t}{2} \frac{\sigma_{\text{VM,top}}}{S} \quad (17)$$

$$a_{\text{bot}} \geq \frac{t}{2} \frac{\sigma_{\text{VM,bot}}}{S} \quad (18)$$

missä $\sigma_{\text{VM,top}}$ ja $\sigma_{\text{VM,bot}}$ ovat levyelementin ylä- ja alapinnan von Mises -jännitykset, t on levyn paksuus ja S on sallittu jännitys.

6.2.6 Tulokset (tapaus A)

Jännitysanalyysin tulokset on koottu taulukkoon 14. FEM-laskennan perusteella suurin käyttöaste on $U = 2,777$, mikä ylittää sallitun arvon $U = 1,0$. Suurimmat käyttöasteet esiintyvät kiinteän pään alueella, erityisesti kulmapalkin ja päätylevyn välisessä pienahitsissä (Liite 3). Pienahitsien minimi a-mitan tarkastelun tulokset on esitetty taulukossa 15. Näiden tarkastelujen perusteella suurin käyttöaste on $U = 2,929$, joka saadaan kiinteän pään

kulmapalkin ja aluslevyn välisen pienahitsin alapinnassa (Liite 3). Tämä viittaa siihen, että tarkasteltu hitsimitoitus ei täytä sallittua mitoituskriteeriä ja rakenne vaatii vahvistamista tai hitsimitan kasvattamista.

Käyttöaste on määritetty kaavassa 19.

$$U = \frac{\sigma}{S_a} \quad (19)$$

missä σ on FEM-analyysistä saatu jännitys ja S_a on sallittu jännitys. Hyväksyttävyysehtona on $U \leq 1,0$.

Tulosten perusteella kriittisimmät kohdat sijaitsevat tukirakenteen kiinteässä päässä sekä kulmapalkin liitoksissa, mikä on linjassa tyypillisen kuormansiirtokäyttäytymisen kanssa vastaavan tyyppisissä rakenteissa.

Taulukoissa 14 ja 15 on esitetty jokaisen laskenta tapauksen tulokset, jotka ovat liitteiden 3–14 mukaisia.

Taulukko 14: Tulokset, tapaus A

Tulokset. Korkein sallittu U on 1.0				
Liite numero	Kuvaus	σ_{FEA} [MPa]	$\sigma_{sallittu}$ [MPa]	Käyttöaste U
3	Liukuva pää, kalvojännitys	146,55	96	1,527
3	Liukuva pää, alapinnan jännitys	286,18	144	1,987
3	Liukuva pää, yläpinnan jännitys	277,1	144	1,924
3	Kiinteä pää, kalvojännitys	188,71	96	1,966
3	Kiinteä pää, alapinnan jännitys	364,39	144	2,53
3	Kiinteä pää, yläpinnan jännitys	371,42	144	2,579
3	Liukuva pää, pienahitsi: kulmapalkki-päätylevy	226,77	96	2,362
3	Kiinteä pää, pienahitsi: kulmapalkki-päätylevy	266,63	96	2,777

Taulukko 15: Hitsin minimi a-mitta, tapaus A

Hitsin minimi a-mitta (tapaus A)				
Liite numero	Kuvaus	a [mm]	a_min [mm]	Käyttöaste U
3	Liukuva pää, pienahitsi: kulmapalkki-aluslevy, ylä	5	6,2	1,237
3	Liukuva pää, pienahitsi: kulmapalkki-aluslevy, ala	5	12,6	2,518
3	Kiinteä pää, pienahitsi: kulmapalkki-aluslevy, ylä	5	7,7	1,539
3	Kiinteä pää, pienahitsi: kulmapalkki-aluslevy, ala	5	14,7	2,929

6.3 FEM kestävyys tarkastelu (tapaus B)

Toisena FEM- tarkastelussa on kuvan 2 mukainen lämmönsiirrin.

6.3.1 Materiaaliparametrit (tapaus B)

Rakenteen materiaaliparametrit on esitetty taulukoissa 16-18. Materiaalin EN 1.4404 ominaisuudet on määritetty standardin EN 10028-7 mukaisesti lämpötiloissa 20 °C ja 100 °C. Lisäksi tukirakenteessa käytettävän SA-240-316L-materiaalin ominaisuudet on esitetty 100 °C lämpötilassa.

Taulukoissa esitetään analyysissä käytetyt kimmomoduulit, Poissonin luvut sekä suunnittelulujuuteen perustuvat sallitut jännitystasot. Sallitut jännitykset on johdettu materiaalin suunnittelulujuudesta käyttäen kertoimia 1,0f, 1,5f ja 3,0f, jotka vastaavat primäärikalvojännityksen sekä kalvo- ja taivutusjännitysten sallittuja raja-arvoja. Näitä arvoja käytetään FEM-tulosten hyväksyttävyytstarkasteluissa.

Materiaaliparametrien lämpötilariippuvuus on huomioitu siten, että analyysissä käytetään tarkastelulämpötilaa vastaavia ominaisuuksia.

Taulukko 16: Materiaalin EN 1.4404 ominaisuudet lämpötilassa 20 °C (EN 10028-7).

Materiaalin EN 1.4404 ominaisuudet lämpötilassa 20 °C (EN 10028-7).		
OMINAISUUS	ARVO	KUVAUS
E [MPa]	199964	Kimmomoduuli lämpötilassa 20 °C
ν	0,3	Poissonin luku
f [MPa]	176,7	Materiaalin suunnittelulujuus lämpötilassa 20 °C
$1,0 \times f$ [MPa]	176,7	Sallittu primäärinen kalvojännitys lämpötilassa 20 °C
$1,5 \times f$ [MPa]	265,1	Sallittu primäärinen paikallinen kalvo- ja taivutusjännitys lämpötilassa 20 °C
$3,0 \times f$ [MPa]	530,1	Sallittu primäärinen + sekundäärinen kalvo- ja taivutusjännitys lämpötilassa 20 °C

Taulukko 17: Materiaalin EN 1.4404 ominaisuudet lämpötilassa 100 °C (EN 10028-7).

Materiaalin EN 1.4404 ominaisuudet lämpötilassa 100 °C (EN 10028-7).		
OMINAISUUS	ARVO	KUVAUS
E [MPa]	193180	Kimmomoduuli lämpötilassa 100 °C
ν	0,3	Poissonin luku
f [MPa]	143,3	Materiaalin suunnittelulujuus lämpötilassa 100 °C
$1,0 \times f$ [MPa]	143,3	Sallittu primäärinen kalvojännitys lämpötilassa 100 °C
$1,5 \times f$ [MPa]	215	Sallittu primäärinen paikallinen kalvo- ja taivutusjännitys lämpötilassa 100 °C
$3,0 \times f$ [MPa]	429	Sallittu primäärinen + sekundäärinen kalvo- ja taivutusjännitys lämpötilassa 100 °C

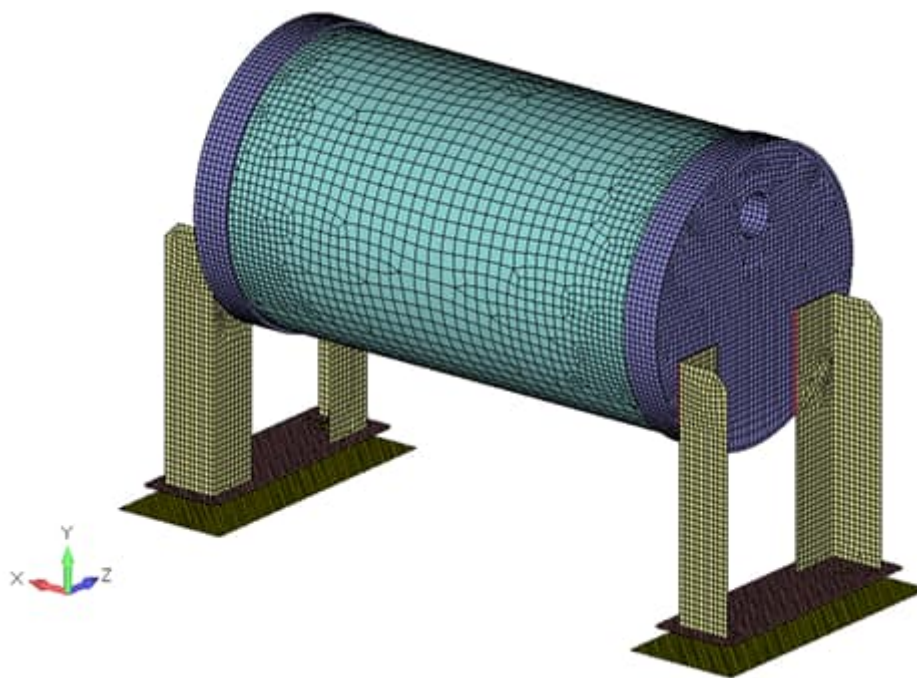
Taulukko 18: Materiaalin SA-240-316L ominaisuudet lämpötilassa 100 °C.

Materiaalin SA-240-316L ominaisuudet lämpötilassa 100 °C.		
OMINAISUUS	ARVO	KUVAUS
E [MPa]	193180	Kimmomoduuli lämpötilassa 100 °C
ν	0,3	Poissonin luku
f [MPa]	96,3	Materiaalin suunnittelulujuus lämpötilassa 100 °C
$1,0 \times f$ [MPa]	96,3	Sallittu primäärinen kalvojännitys lämpötilassa 100 °C
$1,5 \times f$ [MPa]	144,5	Sallittu primäärinen paikallinen kalvo- ja taivutusjännitys lämpötilassa 100 °C
$3,0 \times f$ [MPa]	288,9	Sallittu primäärinen + sekundäärinen kalvo- ja taivutusjännitys lämpötilassa 100 °C

6.3.2 FE-malli (tapaus B)

FE-malli on esitetty kuvassa 7. Aluslevyt, kulmapalkit sekä vaippa on mallinnettu levyelementeillä. Päätylevyt on mallinnettu solidielementeillä, ja päätylevyjen sekä kulmapalkkien väliset hitsit on mallinnettu levyelementeillä. Aluslevyn ja perustan välinen vuorovaikutus on mallinnettu pintakosketuksena. Kiinnityspultit on esikiristetty arvoon 70 kN/pultti. Pultit on mallinnettu palkkielementeinä, jotka on kytketty aluslevyihin jäykällä elementeillä. Rakenteen jäykän kappaleen liike on estetty lukitsemalla x-akselin suuntainen translaatio liukuvassa päässä.

Lämmönsiirtimen massakeskipisteen on oletettu sijaitsevan säiliön geometrisessa keskipisteessä. Kuormat on asetettu massakeskipisteeseen ja siirretty vaipalle jäykän elementin avulla.



Kuva 7. Mallin verkotus: 39 000 solmua ja 35 000 elementtiä. (tapaus B)

6.3.3 Kuormat (tapaus B)

Kuvan 2 lämmönsiirtimen omapaino (378 kg), yhdekuormat sekä aluksen liikkeistä aiheutuvat kiihtyvyyden kuormat voivat vaikuttaa samanaikaisesti. Tarkastelua on yksinkertaistettu yhdistämällä kaikki voima- ja momenttikomponentit massakeskipisteeseen. Kiihtyvyydet vaihtelevat suunnan ja käyttötilanteen mukaan. Konservatiivisena oletuksena kiihtyvyyden on oletettu vaikuttavan samanaikaisesti kaikissa kolmessa suunnassa suurimmalla arvolla $3,369 \text{ m/s}^2$. Yhdekuormat on summattu ja siirretty massakeskipisteeseen ennen yhdistelyä.

Lopuksi kuormitus on esitetty massakeskipisteessä kolmena voima- ja kolmena momenttikomponenttina.

FE-analyysissä käytetty yhdistetty kuormatapaus on esitetty taulukossa 10. Taulukon mukaiset kokonaisvoimat ja -momentit on muodostettu yhdistämällä kiihtyvyyden kuormat, yhdekuormat sekä omapaino massakeskipisteessä.

6.3.5 Hitsaus liitokset (tapaus B)

Kulmapalkkien ja päätylevyjen väliset liitokset on toteutettu pienahitseillä. FE-mallissa hitsit on mallinnettu levyelementeillä siten, että elementin paksuus vastaa piirustuksissa esitettyä hitsin a-mittaa. Tällä lähestymistavalla hitsin kuormankantokyky voidaan arvioida suoraan elementtijännitysten perusteella (*Blodgett-Design of Welded Structures PDF | PDF*, n.d.).

Hitsin mitoituksessa tarkastellaan hitsipalossa vaikuttavaa von mises -jännitystä, jonka sallittu arvo määräytyy heikomman materiaalin suunnittelulujuuden perusteella. Pienahitsin vaadittu minimi a-mitta on määritetty FE-analyysin tuloksista levyelementin ylä- ja alapinnan jännitysten perusteella seuraavasti:

Hyvin pienet a-mitat eivät ole valmistusteknisesti toteuttamiskelpoisia, minkä vuoksi käytetään käytännöllistä minimikokoa, mikä saadaan kaavasta 20 (*EN 1993-1-8*).

$$a_{min} = \sqrt{t} - 0.5mm \quad (20)$$

missä t on paksumman liitettävän levyn paksuus millimetreinä. Tässä tarkastelussa aluslevyn paksuus on 15 mm, jolloin minimi a-mitaksi saadaan $a_{min} = 3,4mm$.

6.3.6 Tulokset (tapaus B)

Jännitysanalyysin tulokset on koottu taulukkoon 20. Suurin käyttöaste saadaan kaavasta 19: $U = 0,861$, joka alittaa sallitun raja-arvon $U \leq 1,0$. Suurimmat käyttöasteet esiintyvät kiinteän jalan alueella, erityisesti kulmapalkin ja päätylevyn välisessä pienahitsissä.

Pienahitsien minimi a-mitan tarkastelun tulokset on esitetty taulukossa 21. Laskennallisesti vaadittu minimia-mitta on kaikissa tarkastelupisteissä pienempi kuin hitsausprosessin määräämä käytännön minimikoko $a_{min} = 3,4mm$. Näin ollen hitsien mitoitus täyttää valmistustekniset vaatimukset.

Tulosten perusteella tukirakenteen jalat täyttävät lujuusvaatimukset tarkastelluilla kuormituksilla.

Taulukko 20: Jännitysanalyysin tulokset, tapaus B

Jännitysanalyysin tulokset.				
Liite numero	Kuvaus	σ_{FEA} [MPa]	$\sigma_{sallittu}$ [MPa]	Käyttöaste U
4	Kiinteä jalka, aluslevy, yläpinta	146,6	176,7	0,83
4	Kiinteä jalka, aluslevy, alapinta	146,45	176,7	0,829
4	Liukuva jalka, aluslevy, yläpinta	122,4	176,7	0,693
4	Liukuva jalka, aluslevy, alapinta	123,06	176,7	0,696
4	Kiinteä jalka, kulmapalkit, kalvo	106,2	143,3	0,741
4	Liukuva jalka, kulmapalkit, kalvo	42,281	143,3	0,295
4	Kiinteä jalka, pienahitsi: kulmapalkki-päätylevy	82,9	96,3	0,861
4	Liukuva jalka, pienahitsi: kulmapalkki-päätylevy	57,331	96,3	0,595

Taulukko 21: Hitsausliitoksen minimi a-mitta, tapaus B

Pienahitsin minimi a-mitan tarkastelu.			
Liite numero	Kuvaus	a_min [mm]	a_min, hitsausprosessi [mm]
4	Kiinteä jalka, pienahitsi: kulmapalkki- aluslevy, ylä	2,7	3,4
4	Kiinteä jalka, pienahitsi: kulmapalkki- aluslevy, ala	2,2	3,4
4	Liukuva jalka, pienahitsi: kulmapalkki- aluslevy, ylä	1,4	3,4
4	Liukuva jalka, pienahitsi: kulmapalkki- aluslevy, ala	1,1	3,4

6.4 Analyttinen laskenta (tapaus A)

Ensimmäisenä tarkasteltavana kohteena on kuvan 1 mukainen lämmönsiirrin.

Lämmönsiirtimen jalka- ja tukirakenteen analyttinen kestävyyslaskenta suoritetaan kappaleessa 4.5 esiintyvään Pressure vessel design manuaalin mitoitusperiaatteiden mukaisesti.

6.4.1 Lähtötiedot (tapaus A)

Analyttisen tarkastelun suorittaminen edellyttää lähtötietojen määrittämistä (Moss & Basic, 2013). Laskennassa tarvittavat lähtötiedot on koottu taulukkoon 22, ja momenttivarsi L , sekä jalkaprofiilin pituus kiinnityspisteessä L' on liitteen 1 mukaisia.

Kestävyyslaskennassa tarvitaan sekä geometrisia, materiaali- että poikkileikkausominaisuuksiin liittyviä parametreja (Moss & Basic, 2013).

taulukossa 22 esitettyjä lähtötietoja käytetään tukirakenteen jännitys-, vakavuus- ja kuormankantokyvyn tarkasteluissa. Parametrit mahdollistavat sekä analyyttisen mitoituksen että FEM-tulosten vertailun yhdenmukaisella perusteella.

Taulukko 22: Laskennan lähtötiedot (tapaus A)

Laskennan lähtötiedot			
Suure	Tunnus	Arvo	Yksikkö
Yleiset tiedot			
Jalkojen lukumäärä (liite 1)	n	4	-
Etäisyys perustasta massakeskipisteeseen (liite 1)	L	605	mm
Jalan pituus kiinnityspisteessä (liite 1)	L'	400	mm
Tarkastelulämpötila	T _d	65.55	°C
Myötölujuus lämpötilassa t (ASME II Part D)	R _e (t)	144	MPa
Kimmomoduuli lämpötilassa t (ASME II Part D)	E(t)	191676	MPa
varmuuskerroin(Moss & Basic, 2013)	S	1,50	
varmuuskerroin 2(Moss & Basic, 2013)	S _k	3,00	
Profiilien keskinäinen etäisyys(liite 1)	d ₁	292	mm
Profiilien keskinäinen etäisyys(liite 1)	d ₂	1035	mm
Tukirakenteen profiilitiedot			
Profiilityyppi (liite 1)	—	L 100x100x12	-
Profiilin materiaali	—	SA240-316L	-
Poikkileikkausala(Bezas et al., 2021)	A _{beam}	2270	mm ²
Hitausmomentti pääakselin x suhteen(Bezas et al., 2021)	I _{xx}	2070000	mm ⁴
Hitausmomentti pääakselin y suhteen(Bezas et al., 2021)	I _{yy}	2070000	mm ⁴
Painopiste-etäisyys(Bezas et al., 2021)	c ₁	71.8	mm
Painopiste-etäisyys(Bezas et al., 2021)	c ₂	71.8	mm
Taivutusvastus(Bezas et al., 2021)	W _{xx}	29200	mm ³
Taivutusvastus(Bezas et al., 2021)	W _{yy}	29200	mm ³
Säde(Bezas et al., 2021)	i _{xx}	30,2	mm
Säde(Bezas et al., 2021)	i _{yy}	30,2	mm

6.4.2 Sallitut jännitykset (tapaus A)

Jalan analyttisessä mitoituksessa määritetään erikseen sallitut veto- ja taivutusjännitykset sekä nurjahdusta rajoittava sallittu puristusjännitys. Veto- ja taivutusjännityksille käytetään murtolujuuteen perustuvaa sallittua jännitystä, kun taas puristuskuormitetun jalan kestävyys rajoitetaan hoikkeuden perusteella määritettävällä nurjahdusjännityksellä (Moss & Basic, 2013). Laskennan tulokset esitetään taulukossa 23.

Sallittu veto- ja taivutusjännitys määritetään murtolujuuden ja valitun varmuustason avulla:

$$F_t = \frac{R_e(t)}{S} \quad (21)$$

missä $R_e(t)$ on myötölujuus lämpötilassa t ja S on varmuuskerroin.

Nurjahdustarkastelua varten määritetään ensin nurjahduspituus l_k , joka oletetaan yhtä suureksi kuin jalan vapaa pituus L' :

$$l_k = L' \quad (22)$$

Tämän jälkeen lasketaan hoikkuus kaavalla 23.

$$\lambda = \frac{l_k}{i_{\min}} \quad (23)$$

ja rajahoikkuus kaavalla 24

$$\lambda_0 = \pi \sqrt{\frac{E(t)}{R_e(t)}} \quad (24)$$

missä $E(t)$ on kimmomoduuli lämpötilassa t ja i_{\min} on poikkileikkauksen pienimmän akselin suhteen laskettu säde.

Nurjahduksen sallittu jännitys määritetään kahden ehdokasarvon avulla. Hoikkeudesta riippuva ehdokas määritellään kaavalla 25.

$$F_{k1} = \frac{R_e(t)}{S} \left(1 - \left(\frac{\lambda}{\lambda_0} \right)^2 \right) \frac{1}{1 - \frac{S}{S_k}} \quad (25)$$

ja myötöperusteinen yläraja määritetään kaavalla 26.

$$F_{k2} = \frac{R_e(t)}{S} \quad (26)$$

Lopullinen sallittu nurjahdusjännitys saadaan konservatiivisesti kaavasta 27 valitsemalla pienempi arvo.

$$F_k = \min(F_{k1}, F_{k2}) \quad (27)$$

Tarkastellussa tapauksessa F_k määräytyy arvosta F_{k1} , jolloin nurjahdus rajoittaa puristusjännityksen sallittua tasoa. Taulukossa 23 on esitetty edellä mainittujen kaavojen lasketut arvot.

Taulukko 23: Jalan sallitut jännitykset ja nurjahdusparametrit

Jalan sallitut jännitykset ja nurjahdusparametrit (lasketut arvot)			
Suure	Tunnus	Arvo	Yksikkö
Sallittu taivutusjännitys	F_t	96	MPa
Sallittu vetojännitys	F_b	96	MPa
Nurjahduspituus (L')	l_k	400	mm
Pienempi hitausmomentti	I_min	2070000	mm ⁴
Säde (radius of gyration)	i_min	30,2	mm
Hoikkuus	λ	13,24503	-
Raja-hoikkuus	λ_0	117,7	-
Nurjahduksen sallittu jännitys (ehdokas 1)	F_k1	90,598	MPa
Nurjahduksen sallittu jännitys (ehdokas 2)	F_k2	96	MPa
Nurjahduksen sallittu jännitys	F_k	90,598	MPa

6.4.3 Kuormat (tapaus A)

Kuvan 1 lämmönsiirtimen jalka-/ tukirakenteen analyttisessä mitoituksessa taulukon 9 kuorma yhdistelmän momentit tulee laskea kahdelle eri tasolle. Toinen taso on jalkaprofiilin kiinnitystaso lämmönsiirtimeen ja toinen taso on momentti pohjalevyn tasossa (Moss & Basic, 2013).

Momentit eri tasoissa voidaan laskea kaavan 28 avulla.

$$M_{taso} = M_{COG} + (arm * F_{COG}) \quad (28)$$

Missä M_{COG} kuvastaa kuorma yhdistelmän momenttia lämmönsiirtimen massakeskipisteessä. arm on liitteen 1 mukainen etäisyys, mikä kuvastaa matkaa tasoon, jossa momentti halutaan laskea. F_{COG} kuvastaa taulukon 9 poikittaissuuntaista voimaa halutun akselin suuntaisesti massa keskipisteessä.

Taulukossa 24 on kaavalla 28 lasketut momentit lämmönsiirtimen eri tasoissa. M_b on momentti pohjalevyn tasossa, M_t on momentti jalkaprofiilin ja lämmönsiirtimen kiinnitystasossa. Myös voimat ovat lueteltuna, joista F_v on pystysuuntainen voima ja V on vaakasuuntainen voima eli leikkausvoima.

Taulukko 24: Voimat ja momentit eri tasoissa.

Voimat ja momentit eri tasoissa			
Suure	Tunnus	Arvo	Yksikkö
Momentti pohjalevyn tasossa	M_b	19706,135	Nm
Momentti profiilin ja lämmön siirtimen kiinnitys tasossa	M_t	13951,335	Nm
Lekkausvoima	V	14387	N
pystysuuntainen voima	F_v	19036	N

6.4.4 Jalkaprofiilin kestävyden arviointi (tapaus A)

Lämmönsiirtimen tukijalkojen kestävyys tarkastetaan analyttisesti Dennis Mossin Pressure Vessel Design Manual -teoksessa esitetyn menetelmän mukaisesti. Tarkastelussa

huomioidaan aksiaalikuormasta aiheutuva kalvojäännitys sekä momentista aiheutuva taivutusjäännitys. Laskenta suoritetaan kahdelle kuormitus suunnalle, ja tulokset esitetään taulukossa 25.

Jalkoihin kohdistuvat voimat määritetään kuormien tasapainoehdoista. Yksittäisen jalan aksiaalivoima f_1 saadaan kaavasta 29.

$$f_1 = \frac{F_v}{n} \pm \frac{M}{2d n} \quad (29)$$

missä F_v on pystysuuntainen kokonaisvoima, M tarkastelusunnan momentti, d jalkojen välinen etäisyys kyseisessä suunnassa ja n jalkojen lukumäärä.

f_3 leikkausvoima jalkaa kohti määritetään kaavalla 30.

$$f_3 = \frac{V}{\sum I} I \quad (30)$$

missä V on vaakasuuntainen voima ja $\sum I$ kaikkien jalkojen hitausmomenttien summa.

Jalan taivutusmomentti M saadaan kaavasta 31.

$$M = f_3 L \quad (31)$$

missä L on massakeskipisteen vipuvarsi.

Aksiaalinen jäännitys f_a määritetään kaavalla 32.

$$f_a = \frac{f_1}{A} \quad (32)$$

ja taivutusjäännitys f_b saadaan kaavasta 33.

$$f_b = \frac{M}{W} \quad (33)$$

missä A on poikkileikkausala ja W taivutusvastus.

Saatuja jännityksiä verrataan sallittuihin arvoihin $f_{a,max}$ ja $f_{b,max}$. Yhdistetty käyttöaste määritetään kaavan 34 mukaisesti.

$$\text{ratio} = \frac{f_a}{f_{a,max}} + \frac{f_b}{f_{b,max}} \quad (34)$$

Rakenteen ehto on

$$\text{ratio} < 1 \quad (35)$$

Taulukon 25 tulosten perusteella jalkojen 3 ja 4 yhdistetty käyttöaste ylittää sallitun rajan suunnassa 1, joten rakenne ei täytä mitoitusetta tarkastellulla kuormituksella.

Taulukko 25: Jalan jännitystarkastelu

Jalan jännitystarkastelu								
Suunta	Jalka	f_a [N/mm ²]	$f_{a,max}$ [N/mm ²]	f_b [N/mm ²]	$f_{b,max}$ [N/mm ²]	ratio_fa	ratio_fb	Σ ratio
1	1	12,97490746	90,59875	74,5217	96	0,143213	0,776268	0,91948
1	2	12,97490746	90,59875	74,5217	96	0,143213	0,776268	0,91948
1	3	-17,167859	90,59875	74,5217	90,59875	0,189493	0,822547	1,01204
1	4	-17,167859	90,59875	74,5217	90,59875	0,189493	0,822547	1,01204
2	1	3,584883352	90,59875	74,5217	96	0,039569	0,776268	0,81584
2	2	7,777834894	90,59875	74,5217	90,59875	0,085849	0,822547	0,9084
2	3	3,584883352	90,59875	74,5217	96	0,039569	0,776268	0,81584
2	4	7,777834894	90,59875	74,5217	90,59875	0,085849	0,822547	0,9084

6.4.5 Pohjalevyn kestävyden arviointi (tapaus A)

Pohjalevyn mitoituksen suorittaminen edellyttää geometrian ja rakenteen ominaisuuksia kuvaavia lähtötietoja. Näihin kuuluvat pohjalevyn mitat, tukiprofiilin geometria sekä kuorman sijaintiin liittyvät etäisyydet. Nämä parametrit määrittävät pohjalevyn kuormituspituuden sekä

kuorman jakautumisen levyllä, ja niitä käytetään myöhemmissä vaiheissa pohjalevyyn syntyvän taivutusmomentin ja jännityksen laskennassa. Pohjalevyn laskennassa käytettävät lähtötiedot on esitetty taulukossa 26.

Taulukko 26: Pohjalevyn lähtötiedot

Pohjalevyn lähtötiedot			
Suure	Symboli	Arvo	Yksikkö
Pohjalevyn pituus	A_L	360	mm
Jalan leveys	F_L	120	mm
Etäisyys kuorman vaikutuspisteeseen	d	10	mm
Jalan seinämän paksuus	tw	10	mm
Hitsin a-mitta	ww	3	mm
Kuorman sijaintietäisyys	G	100	mm
kpl	n	2	-
Pohjalevyn paksuus	tb	15	mm
Pohjalevyn ulkonema	Lw	200	mm

Pohjalevyn mitoitus suoritetaan Pressure vessel design manuaalin esittämän menetelmän mukaisesti. Menetelmässä pohjalevy tarkastellaan paikallisesti taivutettuna levynä, johon tukirakenteen kautta siirtyy puristava resultantti Q . Ennen pohjalevyn taivutusjännityksen laskentaa määritetään siis tukirakenteen ja ankkurijärjestelmän tasapainosta pohjalevyyn välittyvä mitoitusvoima.

Tukivoimat lasketaan erikseen kahdessa tarkastelusuunnassa. Ensimmäisessä suunnassa tukivoimat määräytyvät pystysuuntaisen voiman, vaakasuuntaisten voimien aiheuttaman kaatavan momentin sekä muiden momenttikomponenttien perusteella. Toisessa suunnassa tukivoimat määräytyvät vastaavasti momenttitasapainosta toisen jalkajaon suhteen. Näin saadaan kummallekin suunnalle tukireaktiot Q_1 ja Q_2 , joista pohjalevyn mitoituksessa käytetään puristavan tukireaktion itseisarvoa. Tässä tarkastelussa pohjalevyn kuormittava voima saadaan kaavan 36 mukaisesti.

$$Q = |Q| \quad (36)$$

Kyseinen arvo muodostaa tarkastellun kuormitustapauksen määräävän puristusvoiman pohjalevyllä.

Ensimmäisessä suunnassa vaikuttavat tukivoimat saadaan kaavoista 37 ja 38.

$$Q_1 = \frac{\sum F_a - F_v}{2} + \frac{(\sum F_{hp} + \sum F_{hs}) \left(\frac{L_1}{1000} \right) + \sum M + \sum M_1 + M_b}{\left(\frac{P_l}{1000} \right)} \quad (37)$$

$$Q_2 = \frac{\sum F_a - F_v}{2} - \frac{(\sum F_{hp} + \sum F_{hs}) \left(\frac{L_1}{1000} \right) + \sum M + \sum M_1 + M_b}{\left(\frac{P_l}{1000} \right)} \quad (38)$$

Missä $\sum F_a$ on ankkurivoimien summa, F_v pystysuuntainen kokonaisvoima, $\sum F_{hp}$ ja $\sum F_{hs}$ vaakasuuntaiset voimakomponentit, L_1 momenttivarsi, $\sum M$, $\sum M_1$ ja M_b momenttikomponentit, sekä P_l ankkureiden välinen etäisyys suunnassa 1.

Toisessa suunnassa tukivoimat määritetään momenttitasapainosta kaavoilla 39 ja 40.

$$Q_1 = \frac{\sum M_c + M_b}{\left(\frac{P_c}{1000} \right)} \quad (39)$$

$$Q_2 = -\frac{\sum M_c + M_b}{\left(\frac{P_c}{1000} \right)} \quad (40)$$

Missä $\sum M_c$ on tarkastelusuunnan momenttisarja, M_b kaatava momentti ja P_c ankkureiden välinen etäisyys suunnassa 2.

Seuraavaksi lasketaan pohjalevyn mitoituksessa tarvittavat geometriset suureet kaavojen 45–48 avulla.

$$L_r = n (G - t_w) \quad (45)$$

$$L = L_w + L_r \quad (46)$$

$$l_1 = d + t_w + w_w + t_b \quad (47)$$

$$l_2 = F_L - l_1 \quad (48)$$

Missä n on kuormituskertoimeen liittyvä geometrinen parametri, G kuorman sijaintiin liittyvä mitta, t_w jalan seinämän paksuus, L_w pohjalevyn vapaa ulkonema, d_2 etäisyys kuorman vaikutuslinjasta, w_w hitsin a-mitta tai sitä vastaava tehollinen leveys, t_b pohjalevyn paksuus ja F kuorman jakautumisalueen kokonaisleveys.

Pohjalevylle kohdistuva lineaarinen kuorma määritetään jakamalla suurin saatu tukivoima kuormituspituudella kaavan 49 mukaisesti.

$$f_u = \frac{Q}{L} \quad (49)$$

Kuormitusintensiiteetti saadaan kaavasta 50.

$$\omega = \frac{f_u}{l_1 + \frac{1}{2} l_2} \quad (50)$$

Pohjalevyn suurin taivutusmomentti määritetään yhtälöstä 51.

$$M = \frac{\omega l_2^2}{6} \quad (51)$$

ja tätä vastaava taivutusjännitys yhtälöstä 52.

$$\sigma_b = \frac{6M}{t_b^2} \quad (52)$$

Saatua jännitystä verrataan sallittuun taivutusjännitykseen kaavan 53 mukaisesti.

$$\sigma_{b,\text{all}} = \frac{R_e(t)}{1.5} \quad (53)$$

Missä $R_e(t)$ on materiaalin myötölujuus tarkastelulämpötilassa.

Pohjalevyn laskennan numeeriset tulokset esitetään taulukossa 27. Taulukon perusteella pohjalevyn taivutusjännitys jää selvästi alle sallitun arvon, joten pohjalevyn mitoitus täyttää tarkastellun kuormitustapauksen lujuusvaatimukset.

Talukko 27: Pohjalevyn laskennan tulokset

Pohjalevyn laskennan tulokset			
Suure	Symboli	Arvo	Yksikkö
Kuormitusvoima	Q	37896	N
Tehollinen pituus	L _r	180	mm
Kuormituspituus	L	340	mm
Etäisyys	l ₁	38	mm
Etäisyys	l ₂	82	mm
Lineaarinen kuorma	f _u	111.46	N/mm
Kuormitusintensiiteetti	ω	1.4108	N/mm ²
Taivutusmomentti	M	1581.134	Nmm
Taivutusjännitys	σ _b	42.1635	N/mm ²
Sallittu taivutusjännitys	σ _{b,all}	96	N/mm ²

6.5 Analyttinen laskenta (tapaus B)

Toisena tarkasteltavana kohteena analysoidaan kuvan 2 mukainen lämmönsiirrin.

Lämmönsiirtimen jalka- ja tukirakenteen analyttinen kestävyyslaskenta suoritetaan samojen mitoitusperiaatteiden mukaisesti kuin tapauksessa 1 käyttäen kappaleessa 4.5 esitettyä Pressure Vessel Design Manual -teokseen perustuvaa menetelmää.

6.5.1 Lähtötiedot (Tapaus B)

Analyttisen laskennan suorittaminen edellyttää rakenteen geometrian, materiaalin ominaisuuksien sekä poikkileikkausominaisuuksien määrittämistä. Laskennassa tarvittavat

lähtötiedot kootaan taulukkoon 28. Taulukossa esitetyt parametreja käytetään tukirakenteen jännitys-, vakavuus- ja kuormankantokyvyn tarkasteluissa. Parametrien avulla varmistetaan, että analyttinen laskenta ja FEM-analyysi perustuvat samoihin lähtötietoihin, mikä mahdollistaa tulosten keskinäisen vertailun.

Taulukko 28: Laskennan lähtötiedot (tapaus B)

Laskennan lähtötiedot			
Suure	Tunnus	Arvo	Yksikkö
Yleiset tiedot			
Jalkojen lukumäärä (liite 2)	n	4	-
Etäisyys perustasta massakeskipisteeseen (liite 2)	L	400	mm
Jalan pituus kiinnityspisteessä (liite 2)	L'	200	mm
Tarkastelulämpötila	T _d	65.55	°C
Myötölujuus lämpötilassa t (ASME II Part D)	R _e (t)	143.3	MPa
Kimmomoduuli lämpötilassa t (ASME II Part D)	E(t)	191676	MPa
varmuuskerroin(Moss & Basic, 2013)	S	1,50	
varmuuskerroin 2(Moss & Basic, 2013)	S _k	3,00	
Profiilien keskinäinen etäisyys(liite 2)	d ₁	288	mm
Profiilien keskinäinen etäisyys(liite 2)	d ₂	764	mm
Tukirakenteen profiilitiedot			
Profiilityyppi (liite 2)	—	L 80x80x8	-
Profiilin materiaali	—	SA240-316L	-
Poikkileikkausala(Bezas et al., 2021)	A	1230	mm ²
Hitausmomentti pääakselin x suhteen(Bezas et al., 2021)	I _{xx}	723000	mm ⁴
Hitausmomentti pääakselin y suhteen(Bezas et al., 2021)	I _{yy}	723000	mm ⁴
Painopiste-etäisyys(Bezas et al., 2021)	c ₁	22,6	mm
Painopiste-etäisyys(Bezas et al., 2021)	c ₂	22,6	mm
Taivutusvastus(Bezas et al., 2021)	W _{xx}	12600	mm ³
Taivutusvastus(Bezas et al., 2021)	W _{yy}	12600	mm ³
Säde(Bezas et al., 2021)	i _{xx}	24,2	mm
Säde(Bezas et al., 2021)	i _{yy}	24,2	mm

6.5.2 Sallitut jännitykset (Tapaus B)

Jalan mitoituksessa määritetään erikseen sallitut veto- ja taivutusjännitykset sekä nurjahduksen perusteella määräytyvä sallittu puristusjännitys. Sallittu veto- ja taivutusjännitys määritetään materiaalin myötölujuuden ja valitun varmuuskertoimen avulla kaavan (21) mukaisesti.

Nurjahdustarkastelua varten määritetään ensin nurjahduspituus kaavan (22) mukaisesti, jonka jälkeen lasketaan hoikkuus kaavalla (23). Rajahoikkuus määritetään kaavalla (24), jossa huomioidaan materiaalin kimmomoduuli tarkastelulämpötilassa sekä poikkileikkauksen pienimmän akselin säde.

Nurjahduksen sallittu jännitys määritetään kahden ehdokasarvon avulla. Hoikkuudesta riippuva arvo lasketaan kaavalla (25) ja myötölujuuteen perustuva yläraja kaavalla (26). Lopullinen sallittu nurjahdusjännitys saadaan valitsemalla näistä pienempi arvo kaavan (27) mukaisesti. Laskennan tulokset esitetään taulukossa 29.

Taulukko 29: Jalan sallitut jännitykset ja nurjahdusparametrit

Jalan sallitut jännitykset ja nurjahdusparametrit (lasketut arvot)			
Suure	Tunnus	Arvo	Yksikkö
Sallittu taivutusjännitys	F_t	95,53	MPa
Sallittu vetojännitys	F_b	95,53	MPa
Nurjahduspituus (L')	l_k	200	mm
Pienempi hitausmomentti	I_{min}	723000	mm ⁴
Säde (radius of gyration)	i_{min}	24,2	mm
Hoikkuus	λ	8,26	-
Raja-hoikkuus	λ_0	117,99352	-
Nurjahduksen sallittu jännitys (ehdokaas 1)	F_{k1}	92,1876	MPa
Nurjahduksen sallittu jännitys (ehdokaas 2)	F_{k2}	95,53	MPa
Nurjahduksen sallittu jännitys	F_k	92,1876	MPa

6.5.3 Kuormat (tapaus B)

Lämmönsiirtimen tukijalkojen analyttisessä mitoituksessa kuormayhdistelmien aiheuttamat momentit tarkastellaan kahdella eri tasolla samalla periaatteella kuin tapauksessa 1.

Ensimmäinen taso sijaitsee jalkaprofiilin ja lämmönsiirtimen kiinnitystasossa, ja toinen taso pohjalevyn tasossa. Momentti eri tasoissa määritetään kaavan (28) avulla.

Kuormien perusteella määritetyt voimat ja momentit eri tasoissa esitetään taulukossa 30.

Taulukko 30: Voimat ja momentit eri tasoissa

Voimat ja momentit eri tasoissa			
Suure	Tunnus	Arvo	Yksikkö
Momentti pohjalevyn tasossa	M_b	5557	Nm
Momentti profiilin ja lämmön siirtimen kiinnitys tasossa	M_t	4352.6	Nm
Lekkausvoima	V	6023	N
pystysuuntainen voima	F_v	9731	N

6.5.4 Jalkaprofiilin kestävyden arviointi (tapaus B)

Lämmönsiirtimen tukijalkojen kestävyys tarkastetaan analyttisesti Dennis Mossin esittämän menetelmän mukaisesti. Tarkastelussa huomioidaan aksiaalivoiman aiheuttama kalvojännitys sekä momentista aiheutuva taivutusjännitys. Laskenta suoritetaan kahdelle kuormitussuunnalle.

Jalkoihin kohdistuvat voimat määritetään kuormien tasapainoehdoista. Yksittäisen jalan aksiaalivoima f_1 määritetään kaavan (29) mukaisesti. Leikkausvoima jalkaa kohti määritetään kaavalla (30), jossa huomioidaan vaakasuuntainen voima sekä kaikkien jalkojen poikkileikkausominaisuudet.

Jalan taivutusmomentti lasketaan kaavan (31) mukaisesti. Aksiaalinen jännitys saadaan kaavalla (32) ja taivutusjännitys kaavalla (33).

Saatuja jännityksiä verrataan sallittuihin arvoihin $f_{a,max}$ ja $f_{b,max}$. Yhdistetty käyttöaste määritetään kaavan (34) avulla. Rakenteen mitoitusehto täyttyy, mikäli käyttöaste täyttää ehdon (35). Laskennan tulokset esitetään taulukossa 31.

Taulukko 31: Jalkojen jännitystarkastelu

Jalan jännitystarkastelu								
Suunta	Jalka	f_a [N/mm ²]	$f_{a,max}$ [N/mm ²]	f_b [N/mm ²]	$f_{b,max}$ [N/mm ²]	ratio_fa	ratio_fb	Σ ratio
1	1	5,86598916	92,187676	47,80159	95,53333	0,063631	0,500366	0,564
1	2	5,86598916	92,187676	47,80159	95,53333	0,063631	0,500366	0,564
1	3	-9,8216802	92,187676	47,80159	95,53333	0,10654	0,518525	0,62506
1	4	-9,82168022	92,187676	47,80159	95,53333	0,10654	0,518525	0,62506
2	1	0,97899268	92,187676	47,80159	95,53333	0,01062	0,500366	0,51099
2	3	0,97899268	92,187676	47,80159	95,53333	0,01062	0,500366	0,51099
2	4	4,934683736	92,187676	47,80159	95,53333	0,053529	0,518525	0,57205
2	2	-4,93468374	92,187676	47,80159	95,53333	0,053529	0,518525	0,57205

6.5.5 Pohjalevyn kestävyysarviointi (Tapaus B)

Pohjalevyn mitoituksen suorittaminen edellyttää geometrian ja rakenteen ominaisuuksia kuvaavia lähtötietoja. Näihin kuuluvat pohjalevyn mitat, tukiprofiilin geometria sekä kuorman sijaintiin liittyvät etäisyydet. Nämä parametrit määrittävät pohjalevyn kuormituspituuden sekä kuorman jakautumisen levyllä, ja niitä käytetään myöhemmissä vaiheissa pohjalevyn syntyvän taivutusmomentin ja jännityksen laskennassa. Pohjalevyn laskennassa käytettävät lähtötiedot on esitetty taulukossa 32.

Taulukko 32: Pohjalevyn lähtötiedot

Pohjalevyn lähtötiedot			
Suure	Symboli	Arvo	Yksikkö
Pohjalevyn pituus	A	360	mm
Jalan leveys	F	120	mm
Etäisyys kuorman vaikutuspisteeseen	d2	20	mm
Jalan seinämän paksuus	tw	8	mm
Hitsin a-mitta	ww	3	mm
Kuorman sijaintietäisyys	G	80	mm
Geometriakerroin	n	2	-
Pohjalevyn paksuus	tb	15	mm
Pohjalevyn ulkonema	Lw	160	mm

Pohjalevyn mitoitus suoritetaan Pressure Vessel Design Manual -teoksessa esitetyn menetelmän mukaisesti. Menetelmässä pohjalevy mallinnetaan paikallisesti taivutettuna levynä, johon tukirakenteen kautta siirtyy puristava resultantti Q .

Ennen varsinaista pohjalevyn laskentaa määritetään tukirakenteen tasapainoyhtälöiden avulla pohjalevyyn välittyvä mitoitusvoima. Tarkastelussa tukivoimat lasketaan kahdessa suunnassa kaavojen (37) – (40) avulla. Pohjalevyn kuormittavana voimana käytetään suurinta puristavaa tukireaktiota kaavan (36) mukaisesti.

Pohjalevyn laskennassa tarvittavat geometriset suureet määritetään kaavojen (45) – (48) avulla. Tämän jälkeen pohjalevyllä kohdistuva lineaarinen kuorma lasketaan kaavalla (49) ja kuormitusintensiteetti kaavalla (50).

Pohjalevyn suurin taivutusmomentti määritetään kaavan (51) mukaisesti ja sitä vastaava taivutusjännitys kaavalla (52). Saatua jännitystä verrataan sallittuun taivutusjännitykseen kaavan (53) mukaisesti.

Laskennan tulokset esitetään taulukossa 33. Taulukon perusteella arvioidaan, täyttääkö pohjalevy tarkastellun kuormitustapauksen lujuusvaatimukset.

Taulukko 33: Pohjalevyn laskennan tulokset.

Pohjalevyn laskennan tulokset			
Suure	Symboli	Arvo	Yksikkö
Kuormitusvoima	Q	10686,9	N
Tehollinen pituus	Lr	144	mm
Kuormituspituus	L	304	mm
Etäisyys	l1	46	mm
Etäisyys	l2	74	mm
Lineaarinen kuorma	fu	35,1544	N/mm
Kuormitusintensiiteetti	ω	0,42355	N/mm ²
Taivutusmomentti	M	386,557	Nmm
Taivutusjännitys	σ_b	10,3082	N/mm ²
Sallittu taivutusjännitys	$\sigma_{b,all}$	95,533	N/mm ²

7 Tulosten tarkastelu ja vertailu

Tässä työssä lämmönsiirtimen tukirakenteen kestävyyttä tarkasteltiin kahdella eri menetelmällä: FEM perustuvalla numeerisella analyysillä sekä analyttisellä mitoituslaskennalla. Tarkastelujen tavoitteena on arvioida rakenteeseen syntyviä jännityksiä sekä vertailla menetelmien tuottamia tuloksia kahdessa eri lämmönsiirintapauksessa.

7.1 Tapaus A

Ensimmäisen lämmönsiirtimen tapauksessa FEM-analyysi osoitti rakenteessa merkittäviä jännityshuippuja erityisesti kulmapalkkien ja päätylevyjien välisissä pienahitsiliitoksissa sekä tukirakenteen kiinteässä päässä. FEM-laskennan perusteella suurin käyttöaste oli $U = 2,777$, mikä ylittää selvästi sallitun raja-arvon $U \leq 1,0$. Lisäksi hitsausliitosten minimi a-mitan tarkastelu osoitti vielä suuremman käyttöasteen ($U \approx 2,93$), mikä osoittaa rakenteen olevan alimitoitettu tarkastellussa kuormitustilanteessa.

Koska hitsausliitosten kestävyyttä ei tarkasteltu analyttisellä menetelmällä, vertailu analyttisen ja FEM-laskennan välillä suoritetaan kulmaprofiilien sekä tukijalkojen pohjalevyjen käyttöasteiden perusteella. FEM-analyysin perusteella kulmaprofiiliin kohdistunut suurin käyttöaste oli $U = 1,966$, mikä ylittää sallitun käyttöasteen. Pohjalevyn suurin käyttöaste oli $U = 2,579$, mikä myös ylittää sallitun raja-arvon.

Analyttisessä tarkastelussa tukijalkojen kestävyyttä arvioitiin aksiaali- ja taivutusjännitysten perusteella. Taulukossa 25 esitettyjen tulosten mukaan jalkojen yhdistetty käyttöaste vaihteli ensimmäisessä tarkastelusuunnassa välillä 0,78–1,10. Suurin arvo ylittää siten mitoitusvedon $\text{ratio} < 1$, mikä tarkoittaa, että rakenne ei täytä lujuusvaatimuksia. Toisessa tarkastelusuunnassa käyttöasteet olivat hieman pienempiä, mutta suurin arvo oli edelleen lähellä rajaa ($\approx 1,01$). Pohjalevyn analyttisessä tarkastelussa saatiin käyttöasteeksi 0,439, mikä alittaa sallitun käyttöasteen.

Kun analyttisen tarkastelun suurinta käyttöastetta ($\approx 1,10$) verrataan FEM-analyysin suurimpaan käyttöasteeseen (1,966), FEM-laskennan antama käyttöaste on noin 79 % suurempi kuin analyttisen laskennan tulos. Pohjalevyn tarkastelussa ero menetelmien välillä

on vielä suurempi: FEM-analyysin käyttöaste (2,579) on yli 480 % suurempi kuin analyytin tarkastelun tulos (0,439).

Laskentamenetelmien välinen ero johtuu pääasiassa siitä, että FEM-analyysi pystyy huomioimaan rakenteen kolmiulotteisen geometrian sekä liitosalueiden paikalliset jännityskeskittymät, kun taas analyytin laskenta perustuu rakenteen yksinkertaistettuun palkkimalliin, jossa kuormituksen oletetaan jakautuvan tasaisemmin rakenteeseen. (Logan, 2007). Tällainen ero on tyypillinen analyytin ja numeerisen rakennetarkastelun välillä (Cook, n.d.).

FEM-analyysin perusteella suurimmat pohjalevyn jännitykset syntyivät tukijalkojen kiinnitysreikien alueella. Kyseisissä kohdissa kuormitus siirtyy pulttiliitoksen kautta pohjalevyyn, mikä aiheuttaa paikallisia jännityskeskittymiä. Analyytin tarkastelumallissa tällaista paikallista jännitysjakaumaa ei voida kuvata, koska malli perustuu yksinkertaistettuun palkki- ja levyrakenteeseen. Tämän vuoksi analyytin laskenta ei pysty ennustamaan kiinnitysreikien ympärille syntyviä jännityshuippuja, jotka voivat merkittävästi kasvattaa paikallisia jännityksiä (Pilkey & Pilkey, n.d.)

7.2 Tapaus B

Toisen lämmönsiirtimen tapauksessa FEM-analyysin tulokset olivat selvästi suotuisammat kuin ensimmäisessä tapauksessa. FEM-laskennan perusteella rakenteen suurin käyttöaste oli $U = 0,861$, mikä alittaa sallitun raja-arvon $U \leq 1,0$. Tämä suurin käyttöaste esiintyi kuitenkin hitsausliitoksessa, jonka jännityksiä ei tarkasteltu analyytin tarkastelussa. Tämän vuoksi analyytin ja FEM-laskennan vertailu suoritetaan kulmaprofilien sekä tukijalkojen pohjalevyjen käyttöasteiden perusteella.

FEM-analyysin perusteella jalan kulmaprofiiliin kohdistunut suurin käyttöaste oli $U = 0,741$, mikä alittaa sallitun käyttöasteen. Jalan pohjalevyn suurin käyttöaste oli puolestaan $U = 0,829$, mikä alittaa niin ikään sallitun raja-arvon. FEM-tarkastelun perusteella rakenne täyttää siten lujuusvaatimukset tarkastelussa kuormitustilanteessa.

Analyytin tarkastelu tukee FEM-analyysin tuloksia. Taulukossa 31 esitettyjen jännitystarkastelujen perusteella tukijalkojen yhdistetyt käyttöasteet jäävät kaikissa

tarkastelluissa jaloissa alle sallitun raja-arvon. Suurin käyttöaste on noin 0,65, mikä osoittaa rakenteella olevan riittävä varmuusmarginaali.

Kun analyttisen tarkastelun kulmaprofiilin suurinta käyttöastetta (0,65) verrataan FEM-analyysin suurimpaan käyttöasteeseen (0,741), FEM-analyysin tulos on noin 14 % suurempi kuin analyttisen laskennan tulos. Vaikka FEM-analyysi ennustaa hieman suurempia jännityksiä, molemmat menetelmät johtavat samaan johtopäätökseen rakenteen riittävästä kestävydestä.

Pohjalevyn tarkastelussa analyttinen laskenta antaa käyttöasteeksi 0,108, mikä alittaa selvästi sallitun käyttöasteen. FEM-analyysin tulokseen (0,829) verrattuna ero analyttisen ja FEM-laskennan välillä on noin 670 %. Suuri ero johtuu pääasiassa siitä, että FEM-analyysi huomioi kuormituksen paikallisen siirtymisen tukijalkojen kiinnityskohtien kautta pohjalevyyn sekä näihin kohtiin syntyvät jännityskeskittymät. Analyttinen laskenta puolestaan perustuu yksinkertaistettuun palkki- ja levymalliin, jossa kuormituksen oletetaan jakautuvan tasaisemmin rakenteeseen. Tämän vuoksi analyttinen menetelmä ei pysty kuvaamaan esimerkiksi kiinnitysreikien ja liitoskohtien läheisyydessä syntyviä paikallisia jännityshuippuja (Cook, n.d.).

7.3 Menetelmien välinen vertailu

Tulosten perusteella analyttinen laskenta ja FEM-analyysi johtavat keskenään johdonmukaisiin johtopäätöksiin rakenteen kokonaiskestävyyden suhteen. Molemmissa tarkastelluissa tapauksissa menetelmät ennustavat saman lopputuloksen: ensimmäisessä tapauksessa rakenne on alimitoitettu, kun taas toisessa tapauksessa rakenne täyttää lujuusvaatimukset. Näin ollen analyttinen laskenta antaa rakenteen globaalista kuormituskäyttäytymisestä oikeansuuntaisen arvion.

Kvantitatiivinen vertailu kuitenkin osoittaa, että FEM-analyysi tuottaa systemaattisesti suurempia käyttöasteita kuin analyttinen laskenta. Tukijalkojen kulmaprofiilien tarkastelussa ensimmäisessä tapauksessa FEM-analyysin käyttöaste oli noin 79 % suurempi kuin analyttisen laskennan tulos, kun taas toisessa tapauksessa ero oli noin 14 %. Ero johtuu pääasiassa siitä, että FEM-analyysi pystyy mallintamaan rakenteen todellisen geometrian sekä kuormituksen siirtymisen rakenteen eri osien välillä, jolloin paikalliset jännityskeskittymät

liitosalueilla tulevat esiin. Analyyttinen laskenta puolestaan perustuu yksinkertaistettuihin palkki- ja levymalleihin, joissa kuormituksen oletetaan jakautuvan tasaisemmin rakenteeseen (Cook et al., 2002; Logan, 2017).

Pohjalevyjen tarkastelussa ero menetelmien välillä oli vielä suurempi. Ensimmäisessä tapauksessa FEM-analyysin käyttöaste pohjalevyille oli selvästi analyyttistä tulosta suurempi, ja toisessa tapauksessa ero oli jopa useita satoja prosentteja. Tämä johtuu siitä, että FEM-analyysi huomioi tukijalkojen kiinnityskohtien ja pulttireikien läheisyydessä syntyvät paikalliset jännityskeskittymät. Tällaiset jännityshuiput syntyvät kuormituksen siirtyessä tukijalan kautta pohjalevyyn ja edelleen perustukseen. Analyyttinen laskentamalli ei kuitenkaan pysty kuvaamaan näitä paikallisia jännitysjakaumia, koska pohjalevy mallinnetaan yksinkertaistettuna levyrakenteena, jossa kuormitus oletetaan jakautuvan tasaisesti koko levyille (Pilkey & Pilkey, n.d.).

Lisäksi analyttisessä tarkastelussa oletettiin, että hitsausliitokset kestävät kuormituksen, eikä niiden kestävyttä tarkasteltu erikseen. FEM-analyysi puolestaan osoitti, että ensimmäisessä tapauksessa kriittisimmät jännitykset syntyvät juuri kulmapalkkien ja päätylevyjen välisissä hitsiliitoksissa. Tämä korostaa FEM-analyysin merkitystä rakenteen kriittisten kohtien tunnistamisessa, sillä analyttinen laskenta ei pysty kuvaamaan liitosalueiden paikallisia jännityshuippuja.

7.4 Ulkoisten kuormien tarkastelu

Lämmönsiirtimen jalkarakenteen kestävyteen vaikuttavien ulkoisten kuormien merkitystä voidaan tarkastella vertaamalla eri kuormitusten suhteellista osuutta kokonaiskuormituksesta. Taulukoiden 9 ja 10 perusteella muodostettujen kuormitustapausten analyysi osoittaa, että rakenteen kuormitustila määräytyy pääasiassa yhden kuormakomponentin dominoimana, kun taas muiden kuormien vaikutus on selvästi pienempi.

Ensimmäisessä tarkastelutapauksessa kokonaiskuormituksesta suurimman osuuden muodostavat yhdekuormat joiden osuus kokonaiskuormasta on noin 72 %. Lämmönsiirtimen omapainon osuus kokonaiskuormituksesta on noin 20 %, kun taas tuulikuorman vaikutus on noin 6 % ja seismisen kuorman osuus noin 3 % kokonaiskuormituksesta. Näin ollen rakenteen

kuormitustila määräytyy pääasiassa prosessikuormien perusteella, kun taas muut kuormat toimivat lähinnä kuormitusta täydentävinä tekijöinä.

Toisessa tarkastelutapauksessa kuormitusten suhteellinen jakauma on samankaltainen, mutta kuormien keskinäinen suhde muuttuu hieman. Yhdekuormien osuus kokonaiskuormasta on noin 58 %, mikä tekee niistä edelleen merkittävimmän kuormituskomponentin.

Lämmönsiirtimen omapainon osuus kokonaiskuormituksesta on noin 26 %, ja kiihdytyskuormien osuus noin 16 %. Tämä tarkoittaa, että myös toisessa tarkastelutapauksessa rakenteen kokonaiskuormitus määräytyy pääosin yhdekuormien perusteella, vaikka muiden kuormien suhteellinen vaikutus on hieman suurempi kuin ensimmäisessä tapauksessa.

8 Päätelmät

Tässä työssä tarkasteltiin lämmönsiirtimen jalkarakenteen kestävyyttä kahdessa eri kuormitustapauksessa käyttäen sekä FEM:iin perustuvaa numeerista analyysiä, että analyyttistä mitoituslaskentaa. Tarkastelun tavoitteena oli selvittää ulkoisten kuormien vaikutus rakenteen kestävyyteen sekä vertailla eri laskentamenetelmien tuottamia tuloksia.

Tulosten perusteella voidaan todeta, että molemmat laskentamenetelmät johtavat rakenteen kestävyuden kannalta samansuuntaisiin johtopäätöksiin. Ensimmäisessä tarkastelutapauksessa rakenteen käyttöasteet ylittivät sallitut rajat, mikä osoittaa rakenteen olevan alimitoitettu tarkastellussa kuormitustilanteessa. Toisessa tarkastelutapauksessa käyttöasteet jäivät selvästi sallitun raja-arvon alapuolelle, jolloin rakenne täytti lujuusvaatimukset.

Kuormitusten tarkastelu osoitti, että jalkarakenteen kestävyyteen vaikuttaa merkittävästi kuormien keskinäinen suhde sekä kuormitustapausten yhdistelmät. Rakenteeseen kohdistuvat ulkoiset kuormat siirtyvät tukijalkojen kautta pohjalevyihin ja edelleen perustukseen, jolloin jalkaprofiileihin syntyy samanaikaisesti aksiaalisia ja taivuttavia rasituksia. Näiden rasitusten yhdistelmä määrittää rakenteen kriittisen jännitystilan. Voidaan myös todeta, että kaikista suurin ja määräävin ulkoinen kuorma syntyy yhdekuormista.

Tulosten perusteella kriittisimmät jännitykset syntyvät erityisesti tukijalkojen liitosalueilla sekä kulmapalkkien ja päätylevyjen välisissä hitsausliitoksissa. Pohjalevyjen tarkastelu osoitti, että vaikka globaalin tarkastelun perusteella pohjalevyn mitoitus on riittävä, paikalliset jännityskeskittymät tukijalkojen kiinnityskohtien läheisyydessä voivat kasvattaa jännitystasoa merkittävästi. Tämä korostaa liitosalueiden merkitystä rakenteen kokonaiskestävyyden kannalta.

8.1 Laskentamenetelmien luotettavuuden arviointi

Analyyttisen ja FEM-laskennan vertailu osoitti, että FEM-analyysi antaa systemaattisesti suurempia käyttöasteita kuin analyyttinen laskenta. Tukijalkojen kulmaprofiilien tarkastelussa FEM-tulokset olivat ensimmäisessä tarkastelutapauksessa noin 79 % ja toisessa tapauksessa

noin 14 % suuremmat kuin analyyttisen laskennan tulokset. Pohjalevyjen tarkastelussa erot olivat huomattavasti suurempia.

Erot johtuvat pääasiassa laskentamenetelmien mallinnustavasta. Analyyttinen laskenta perustuu yksinkertaistettuun palkki- ja levymalliin, jossa kuormituksen oletetaan jakautuvan tasaisemmin rakenteeseen. FEM-analyysi puolestaan huomioi rakenteen todellisen geometrian sekä kuormituksen siirtymisen rakenteen eri osien välillä. Tämän vuoksi FEM-analyysi pystyy kuvaamaan paikallisia jännityskeskittymiä liitosalueilla sekä tukijalkojen kiinnityskohtien läheisyydessä.

Lisäksi analyyttisessä tarkastelussa oletettiin, että hitsausliitokset kestävät kuormituksen, eikä niiden kestävyttä tarkasteltu erikseen. FEM-analyysi kuitenkin osoitti, että erityisesti ensimmäisessä tarkastelutapauksessa juuri hitsausliitokset muodostuvat rakenteen kriittisiksi kohdiksi.

Tulosten perusteella voidaan todeta, että analyyttinen laskenta soveltuu hyvin rakenteen alustavaan mitoitukseen ja kuormitustason arviointiin. FEM-analyysi puolestaan mahdollistaa rakenteen jännitys jakauman tarkemman analysoinnin sekä kriittisten kohtien tunnistamisen. Menetelmät täydentävät siten toisiaan rakenteen lujuustarkastelussa. Voidaan siis todeta, että analyyttistä jalkarakenteen laskentamallia voidaan käyttää Vahterus Oy:n suunnitteluprosessissa, mutta jos vaaditaan tarkempaa jännitys jakaumien tarkastelua tai jalkarakenteen kriittisten kohtien tarkastelua niin tarvitaan FEM- analyysi.

8.2 Jatkotutkimus- ja kehitysehdotukset

Työn tulosten perusteella voidaan esittää useita jatkotutkimus- ja kehitysehdotuksia. Rakenteen liitosalueiden tarkempi mallinnus voisi parantaa tulosten tarkkuutta erityisesti hitsausliitosten osalta. FEM-analyysissä liitosalueiden jännitys jakaumaa voitaisiin tarkastella tarkemmalla elementtiverkolla tai erillisellä paikallisella tarkastelumallilla. Pohjalevyjen ja tukijalkojen liitosten tarkastelua voitaisiin täydentää pulttiliitosten ja perustuksen vuorovaikutuksen mallinnuksella. Tämä mahdollistaisi kuormien siirtymisen tarkemman analyysin sekä paikallisten jännitysten arvioinnin kiinnityskohdissa. Rakenteen

kuormitustarkastelua voitaisiin laajentaa tarkastelemalla useampia kuormitustapauksia tai dynaamisia kuormitustilanteita. Erityisesti prosessilaitteiden rakenteissa kuormitustilanteet voivat vaihdella käyttötilanteen mukaan, mikä voi vaikuttaa merkittävästi rakenteen kestävyYTEEN.

Näiden jatkotutkimusten avulla olisi mahdollista kehittää tarkempia mitoitusmenetelmiä sekä parantaa lämmönsiirtimien tukirakenteiden luotettavuutta ja turvallisuutta.

9 Yhteenveto

Tässä työssä tarkasteltiin lämmönsiirtimen tukirakenteen kestävyyttä kahdessa eri tapaustarkastelussa hyödyntäen sekä analyyttistä laskentaa että FEM analyysiä. Tutkimuksen tavoitteena oli selvittää ulkoisten kuormien vaikutusta tukirakenteen jännityksiin, kuormitusjakautumaan ja kokonaiskestävyyteen sekä vertailla analyyttisen ja numeerisen laskentamenetelmän tuottamia tuloksia keskenään. Tarkastelussa huomioitiin keskeiset kuormituskomponentit, kuten tuuli- ja seismiset kuormat, aluksen liikkeistä aiheutuvat kiihtyvyytkuormat, rakenteen omapaino sekä putkistojen kautta siirtyvät yhdekuormat, joiden todettiin muodostavan merkittävän osan kokonaiskuormituksesta. Ympäristö peräiset tuuli- ja seismiset kuormitukset määritettiin ASCE 7 -standardin mukaisesti ja yhdistettiin kuormitusyhdistelmiksi siten, että tarkasteltiin rakenteen kannalta epäedullisimpia kuormitustilanteita. Yhdekuormat, sekä aluksen liikkeistä johtuvat kuormat oli ennalta määrättyjä.

Analyyttinen laskenta perustui Pressure vessel design manuaalin klassisen rakenteiden mekaniikan menetelmiin, joissa tukirakenne mallinnettiin yksinkertaistettuina palkki- ja levyrakenteina. Tällä lähestymistavalla voitiin arvioida rakenteen globaalia käyttäytymistä, kuormien siirtymistä sekä jännitysten suuruusluokkia. FEM-analyysi puolestaan mahdollisti rakenteen todellisen geometrian, liitosten, jäykkyyksien ja kuormansiirtomekanismien tarkemman huomioinnin, jolloin voitiin tarkastella myös paikallisia jännityskeskittymiä erityisesti liitosalueilla. Analyyttisen ja numeerisen tarkastelun rinnakkainen käyttö mahdollisti menetelmien välisen vertailun sekä laskentatulosten luotettavuuden arvioinnin.

Tulosten perusteella molemmat menetelmät johtivat pääosin samansuuntaisiin johtopäätöksiin rakenteen kokonaiskestävyyden osalta, mutta merkittäviä eroja havaittiin käyttöasteiden suuruudessa. FEM-analyysi tuotti systemaattisesti suurempia käyttöasteita kuin analyyttinen laskenta, mikä johtuu erityisesti paikallisten jännityskeskittymien huomioimisesta.

Ensimmäisessä tapaustarkastelussa rakenteen kriittisimmät kohdat, erityisesti tukijalkojen liitosalueet ylittivät sallitut jännitysrajat, mikä viittaa rakenteen alimitoitukseen kyseisessä kuormitustilanteessa. Toisessa tapaustarkastelussa käyttöasteet jäivät kaikilta osin sallittujen rajojen alapuolelle, jolloin rakenne täytti lujuusvaatimukset tarkastelluissa kuormitustilanteissa. Pohjalevyn tarkastelussa analyyttinen laskenta osoitti jännitysten jäävän

selvästi sallittujen arvojen alle, kun taas FEM-analyysi korosti liitosalueiden merkitystä ja niiden vaikutusta rakenteen kriittisiin kohtiin.

Kuormitusten tarkastelu osoitti, että yhdekuormat muodostavat keskeisen ja usein hallitsevan osan kokonaiskuormituksesta, kun taas muut kuormat, kuten tuuli- ja seismiset kuormat toimivat enemmän kuormitusta täydentävinä tekijöinä. Lisäksi havaittiin, että kuormitusten suhteellinen jakauma voi vaihdella tapausten välillä, mutta yhdekuormien merkitys säilyy merkittävänä rakenteen mitoituksen kannalta. Tutkimuksen perusteella voidaan todeta, että analyttinen laskenta soveltuu hyvin rakenteen alustavaan mitoitukseen ja kuormitusten arviointiin, kun taas FEM-analyysi on välttämätön tarkemmassa suunnittelussa ja erityisesti kriittisten jännityskeskittymien tunnistamisessa. Näin ollen menetelmät täydentävät toisiaan, ja niiden yhdistetty käyttö parantaa rakennesuunnittelun luotettavuutta sekä mahdollistaa turvallisen ja kustannustehokkaan mitoituksen.

Lähteet

ASCE 7. (n.d.).

Bathe, K.-J. (n.d.). *Finite Element Procedures-Bathe* | PDF | *Finite Element Method* | *Mathematical Model*. Scribd. Retrieved March 16, 2026, from <https://www.scribd.com/document/37396096/Finite-Element-Procedures-bathe>

Begovic, E., & Mancini, S. (Eds.). (2021). *Stability and Seakeeping of Marine Vessels*. MDPI - Multidisciplinary Digital Publishing Institute.

belytschko, T., Kam Liu, W., & Moran, B. (n.d.). *Nonlinear Finite Elements For Continua and Structures by Liu* | PDF | *Teaching Mathematics*. Scribd. Retrieved March 16, 2026, from <https://www.scribd.com/document/355083961/Nonlinear-Finite-Elements-for-Continua-and-Structures-by-Liu>

Bezas, M.-Z., Demonceau, J.-F., Vayas, I., & Jaspart, J.-P. (2021). Classification and cross-section resistance of equal-leg rolled angle profiles. *Journal of Constructional Steel Research*, 185, 106842. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2021.106842>

Blodgett-Design of Welded Structures PDF | PDF. (n.d.). Scribd. Retrieved March 2, 2026, from <https://www.scribd.com/document/330685120/BLODGETT-DESIGN-OF-WELDED-STRUCTURES-pdf>

Cademartori, G., Oneto, L., Valdenazzi, F., Coraddu, A., Gambino, A., & Anguita, D. (2023). A review on ship motions and quiescent periods prediction models. *Ocean Engineering*, 280, 114822. <https://doi.org/10.1016/j.oceaneng.2023.114822>

Cook, R. D. (n.d.). *Concepts and Applications of Finite Element Analysis. Robert D - Cook David S - Malkus Michael E - Pleshbookos-Org-fem* | PDF. Retrieved March 16, 2026, from <https://www.scribd.com/document/939331041/Concepts-and-Applications-of-finite-element-analysis-Robert-D-Cook-David-S-Malkus-Michael-E-Pleshbookos-Org-fem>

datienzae. (2021, February 9). Nozzle Loads WRC - FEA. *Arveng Training & Engineering*. <https://arvengtraining.com/en/nozzle-loads-wrc-fea/>

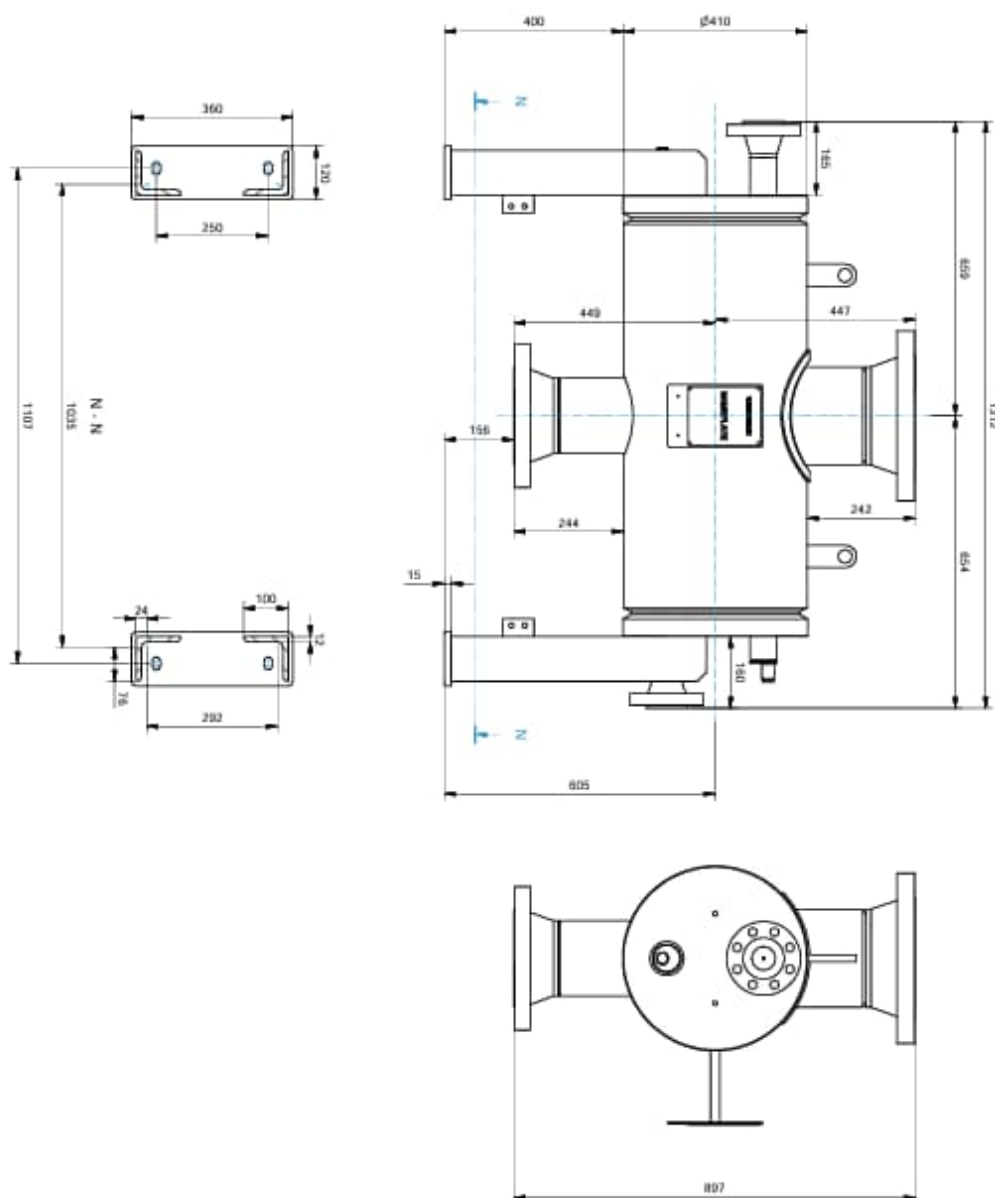
Hewitt, G. F., Shires, G. L., & Bott, T. R. (n.d.). *T. Reg Bott G. F. Hewitt, G. L. Shires, George L. Shires, T. R. Bott—Process Heat Transfer (1994, CRC-Press) PDF* | PDF. Scribd. Retrieved March 16,

- 2026, from <https://www.scribd.com/document/454843208/T-Reg-Bott-G-F-Hewitt-G-L-Shires-George-L-Shires-T-R-Bott-Process-Heat-Transfer-1994-CRC-Press-pdf>
- Kern, D. Q. (n.d.). *Process Heat Transfer, DQ Kern* | PDF. Scribd. Retrieved March 16, 2026, from <https://fr.scribd.com/doc/77820307/Process-Heat-Transfer-Donald-Q-Kern-1>
- Kouhi, J. (2006). *Teräsrakenteiden mitoitus Eurocode 3:n (SFS-EN 1993) mukaan*.
- Liang, D., Sowards, J. W., Frankel, G. S., Alexandrov, B. T., & Lippold, J. C. (2010). Corrosion resistance of welds in type 304L stainless steel made with a nickel–copper–ruthenium welding consumable. *Corrosion Science*, 52(7), 2439–2451. <https://doi.org/10.1016/j.corsci.2010.03.005>
- Logan, D. L. (2007). *A first course in the finite element method* (4th ed). Thomson.
- Martins, G. S. M., Santiago, R. S., Beckedorff, L. E., Possamai, T. S., Oba, R., Oliveira, J. L. G., de Oliveira, A. A. M., & Paiva, K. V. (2022). Structural analysis of gasketed plate heat exchangers. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 197, 104634. <https://doi.org/10.1016/j.ijpvp.2022.104634>
- Moss, D. R., & Basic, M. (2013). *Pressure vessel design manual* (4th ed). Elsevier/Butterworth-Heinemann.
- nick8284. (2025, February 3). *Shear Flow Weld Design for Steel Tees*. CalcBook. <https://www.calcbook.com/post/shear-flow-weld-design-steel-tee>
- O.C, Z., Taylor, R., & Zhu, J. (2005). The Finite Element Method: Its Basis and Fundamentals. In *The Finite Element Method: Its Basis and Fundamentals: Seventh Edition: I*.
- Permatasari, R., & Yusuf, A. M. (2018). *Material selection for shell and tube heat exchanger using computational fluid dynamics method*. 060005. <https://doi.org/10.1063/1.5043017>
- Pilkey, W. D., & Pilkey, D. F. (n.d.). *PETERSON'S STRESS CONCENTRATION FACTORS Third Edition*.
- Raman, S. K. (2022, November 4). *Stress Evaluation of a Three-Point Supported Heat Exchanger*. ASME 2022 Pressure Vessels & Piping Conference. <https://doi.org/10.1115/PVP2022-84588>
- Singh, K. P., & Soler, A. I. (1984). Support Design and External Loads. In K. P. Singh & A. I. Soler (Eds.), *Mechanical Design of Heat Exchangers: And Pressure Vessel Components* (pp. 861–897). Springer. https://doi.org/10.1007/978-3-662-12441-3_17

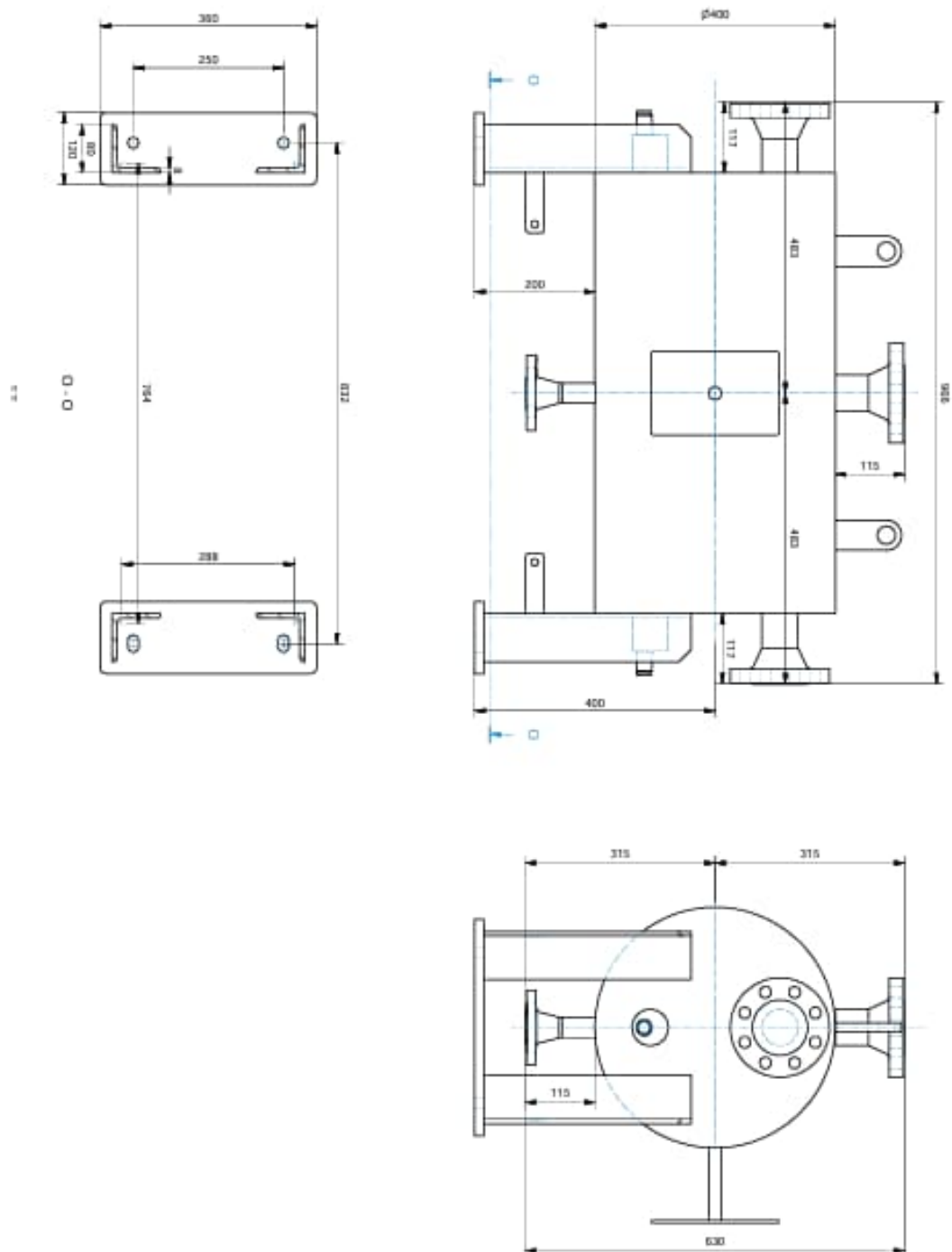
- Sinnott, R. (with Coulson, J. M., & Richardson, J. F.). (2005). *Chemical Engineering Design: Chemical Engineering Volume 6* (4th ed). Elsevier Science & Technology.
- The WRC 107/537 Limitations: When to Move to FEA for Nozzle Loads - Factreehub.* (2026, January 12). <https://factreehub.com/blog/the-wrc-107-537-limitations-when-to-move-to-fea-for-nozzle-loads/>
- Timoshenko, S. P., & Goodier, J. N. (n.d.). *Theory of Elasticity* | PDF. Scribd. Retrieved March 2, 2026, from <https://www.scribd.com/document/217392766/Theory-of-Elasticity>
- Ugural, Ansel. C., & Fenster, S. K. (n.d.). *Advanced Strength and Applied Elasticity Fourth Edition* | PDF. Scribd. Retrieved March 2, 2026, from <https://www.scribd.com/document/885060861/Advanced-Strength-and-Appli-ed-Elasti-ci-ty-Fourth-Edition>
- USDOE, Fermi National Accelerator Laboratory (FNAL), Batavia, IL, & Rucinski, R. (1996). *Heat Exchanger Support Bracket Design Calculations* (FERMILAB-D0-EN--417, 1033314; p. FERMILAB-D0-EN--417, 1033314). <https://doi.org/10.2172/1033314>
- Weingarten, V. I., Seide, P., & Peterson, J. P. (1968, August 1). *Buckling of thin-walled circular cylinders*. <https://ntrs.nasa.gov/citations/19690013955>
- What is the Vahterus Plate & Shell Heat Exchanger?* (n.d.). Retrieved February 18, 2026, from <https://vahterus.com/technology/plate-shell-heat-exchanger?token=qttboNec3-uSDnL6jCCT2r7wjYdIYI>
- WRC 537* | PDF. (n.d.). Scribd. Retrieved February 25, 2026, from <https://www.scribd.com/document/705845964/WRC-537>
- Zienkiewicz, O. C., Taylor, R. L., & Zhu, J. (2010). *The finite element method: Its basis and fundamentals* (6. ed., reprint., transferred to digital print). Elsevier.
- EN 1993-1-8: Eurocode 3 – Design of steel structures – Part 1-8: Design of joints
- ASME BPVC Section II – Materials – Part D: Properties
- EN 10028-7: Flat products made of steels for pressure purposes – Part 7: Stainless steels

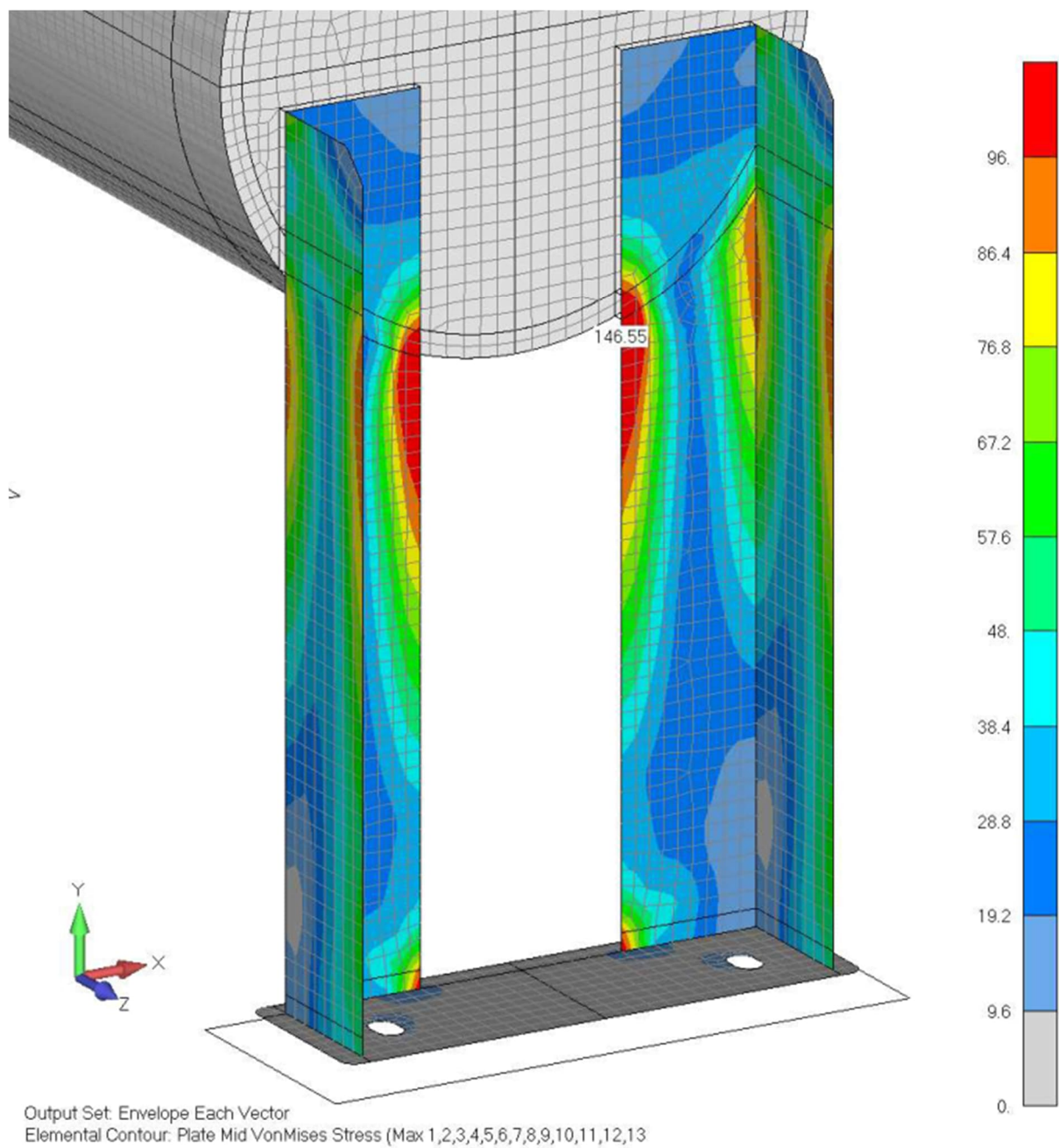
Liitteet

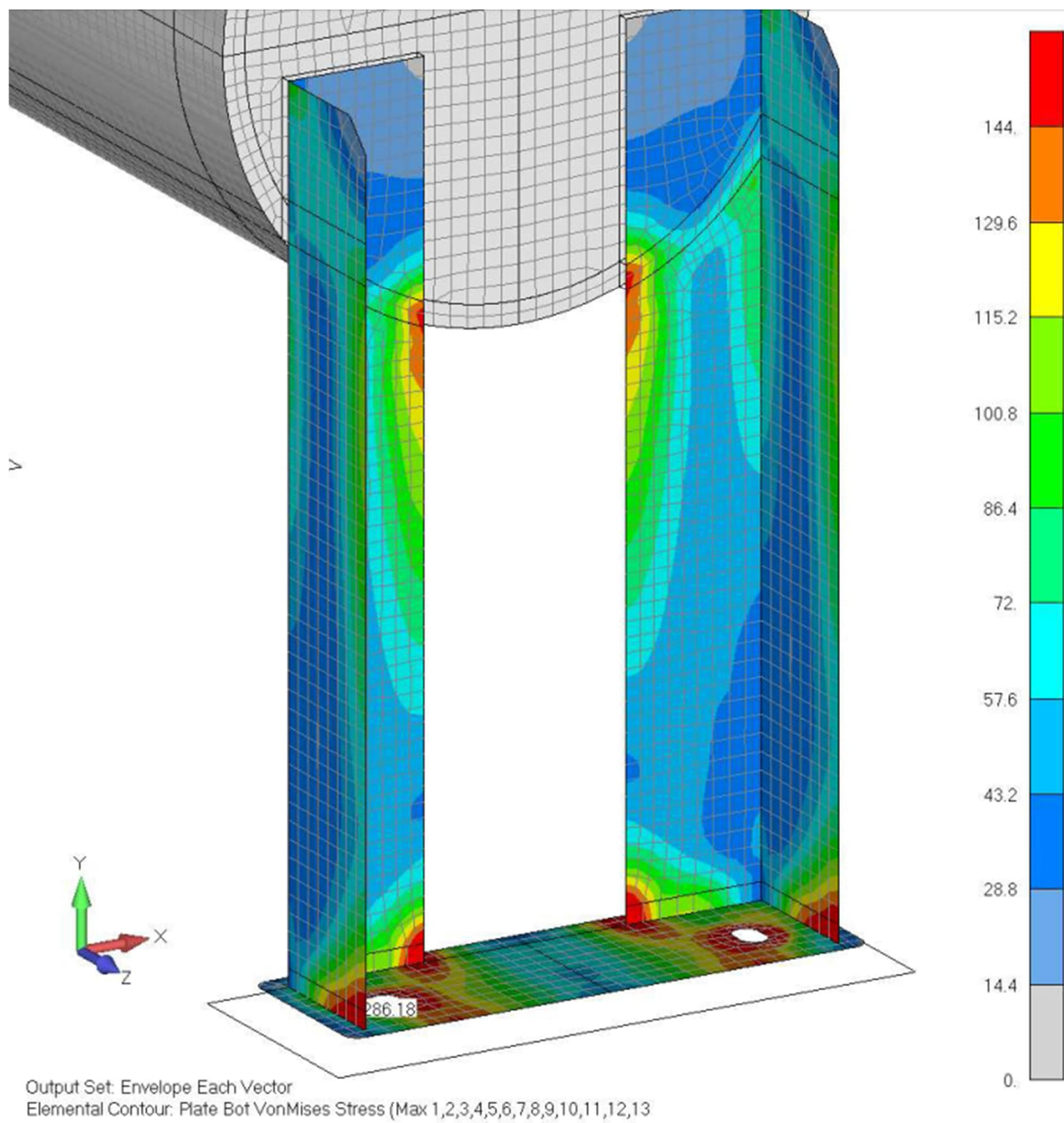
Liite 1. Kuvan 1 (tapaus A) lämmönsiirtimen mittakuva

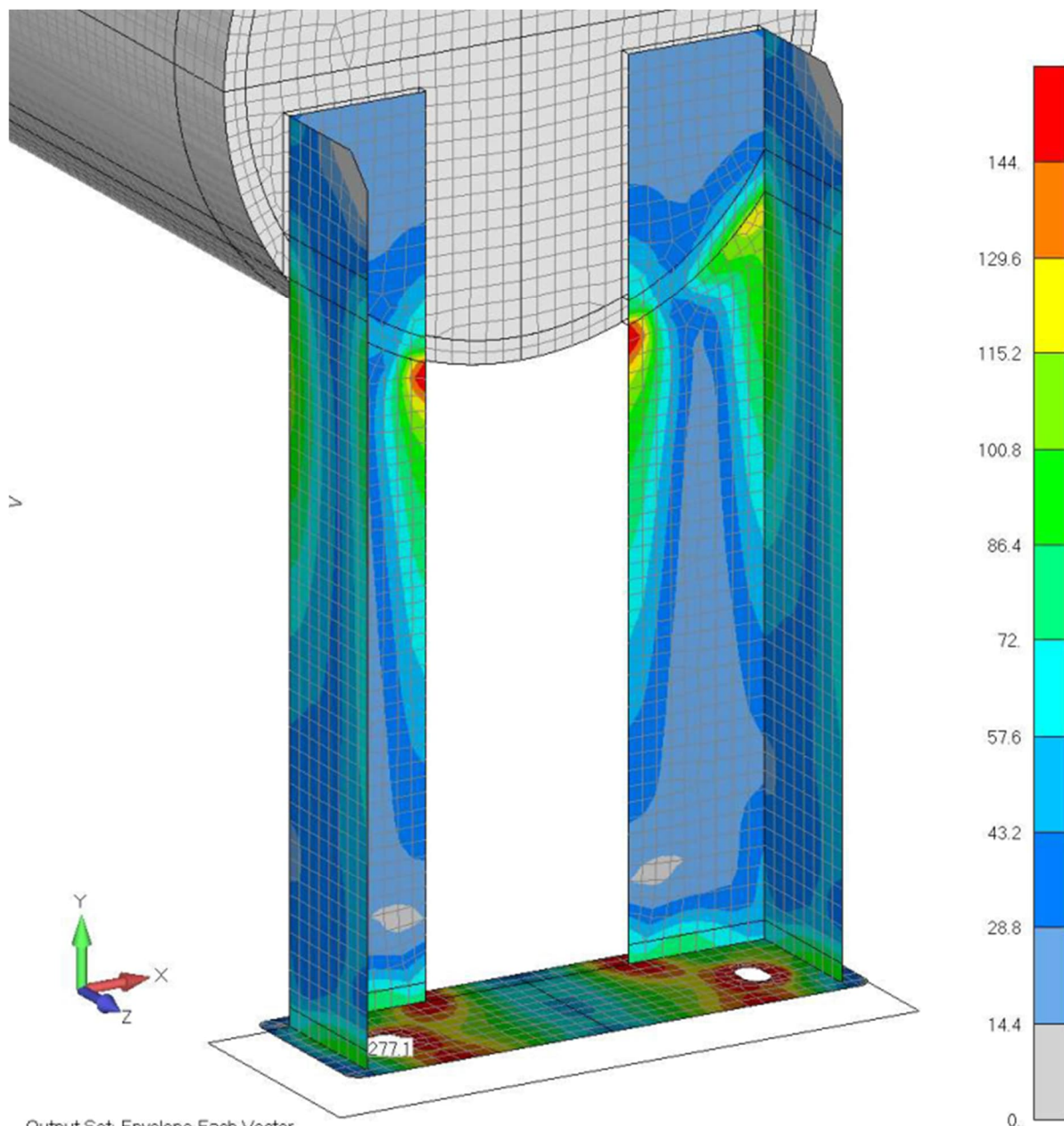


Liite 2. Kuvan 2 (tapaus B) Lämmönsiirtimen mittakuva

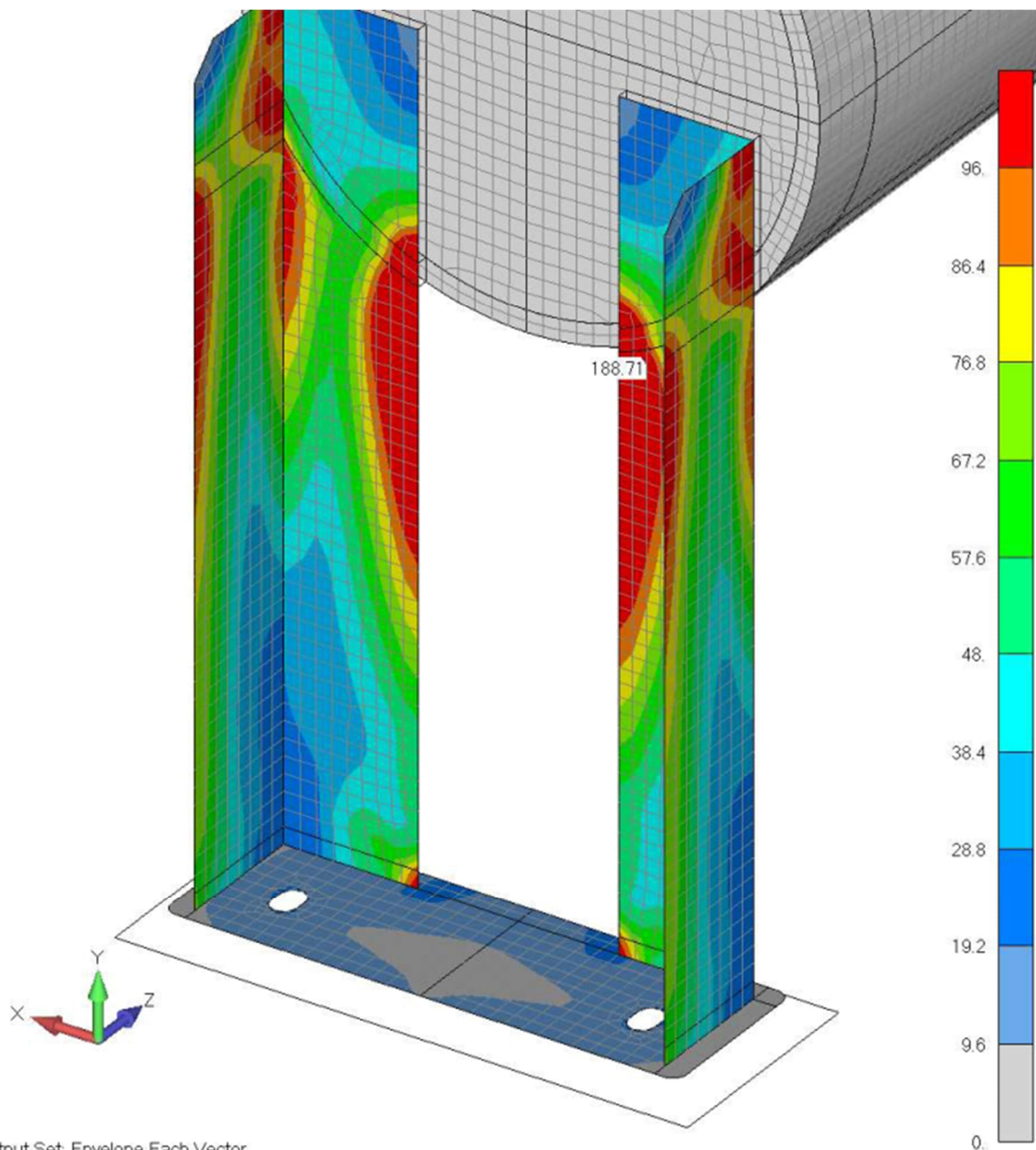


Liite 3. FE-analyysin tulokset (Tapaus A)

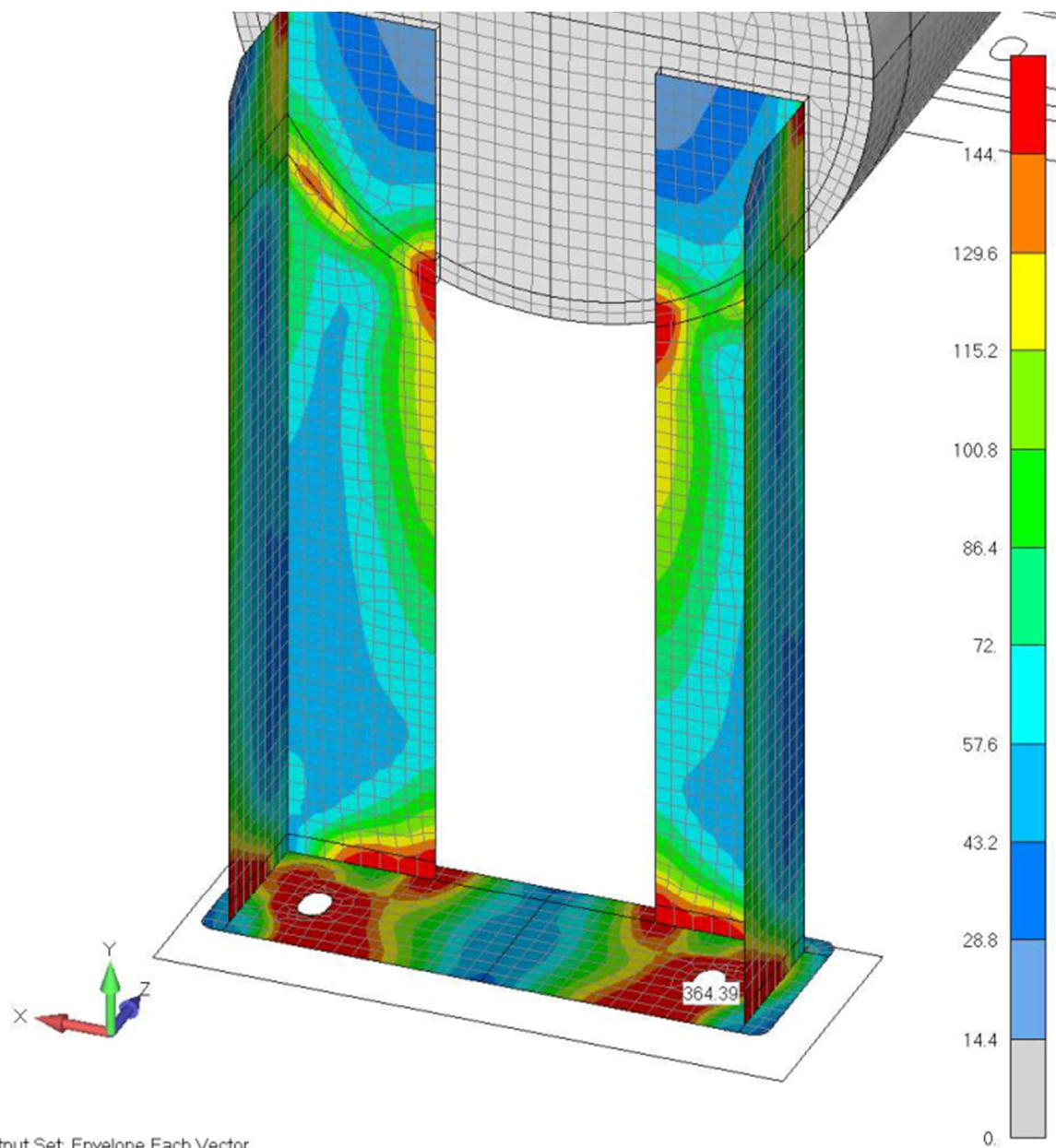


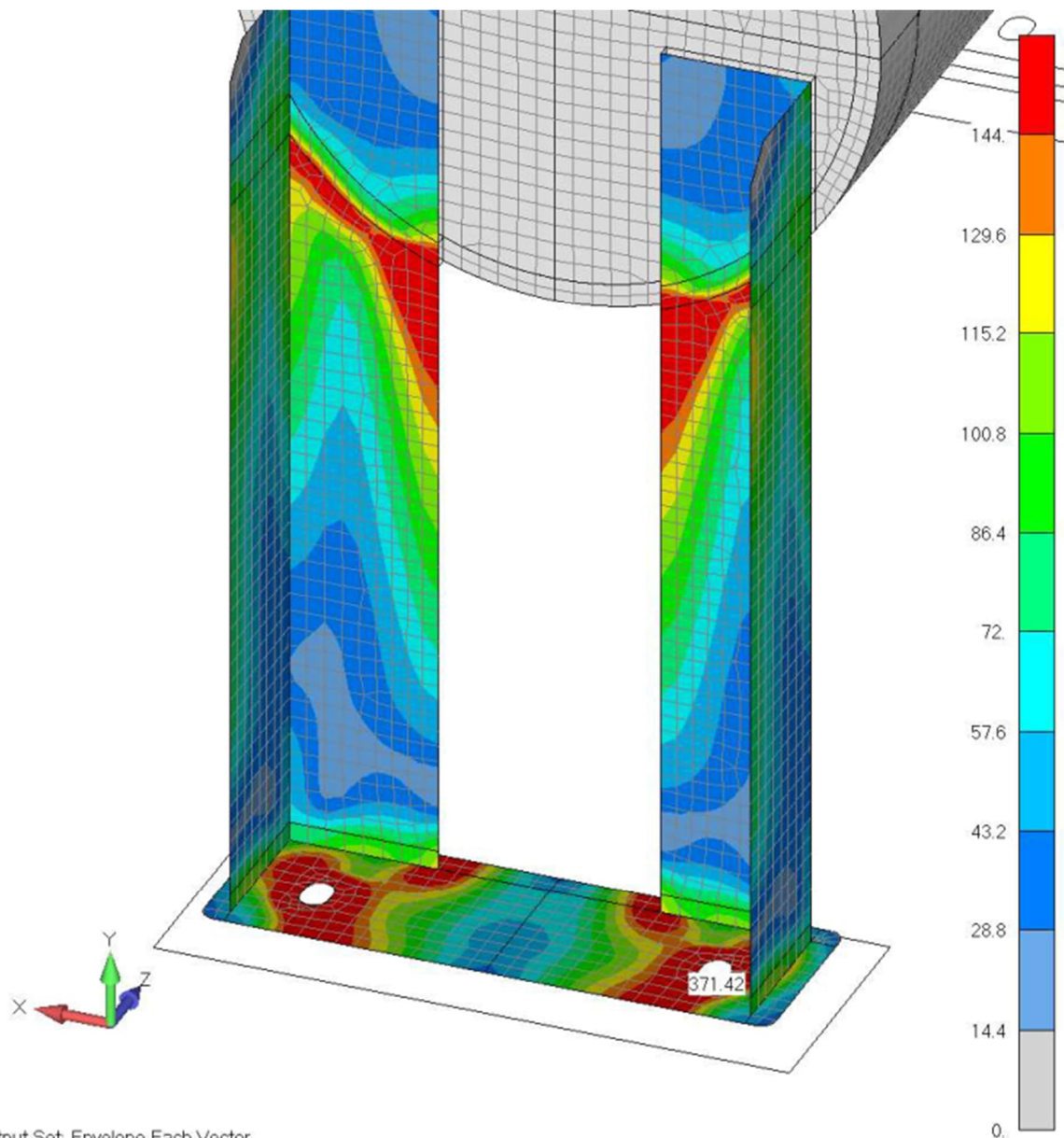


Output Set: Envelope Each Vector
Elemental Contour: Plate Top VonMises Stress (Max 1,2,3,4,5,6,7,8,9,10,11,12,13)

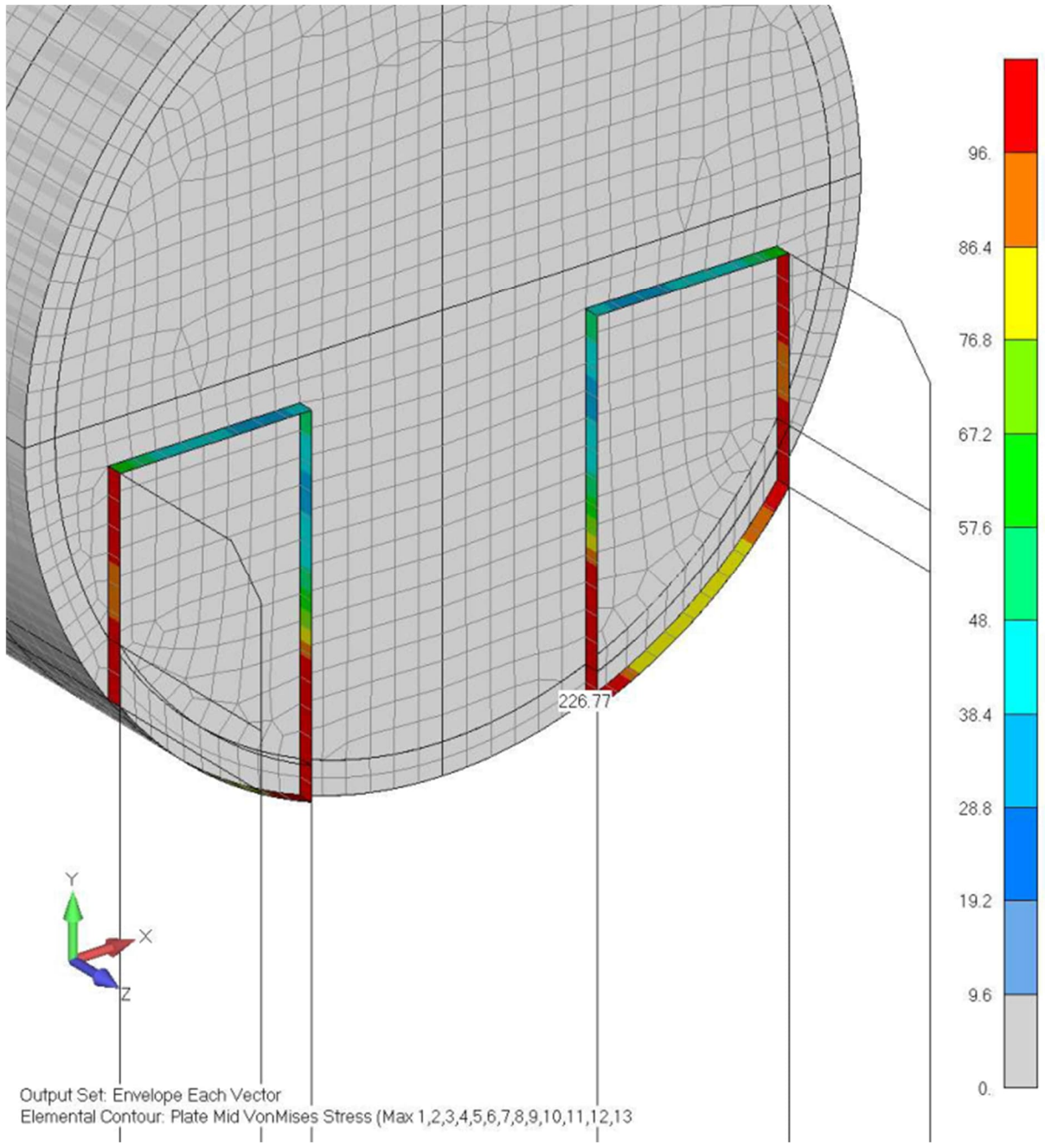


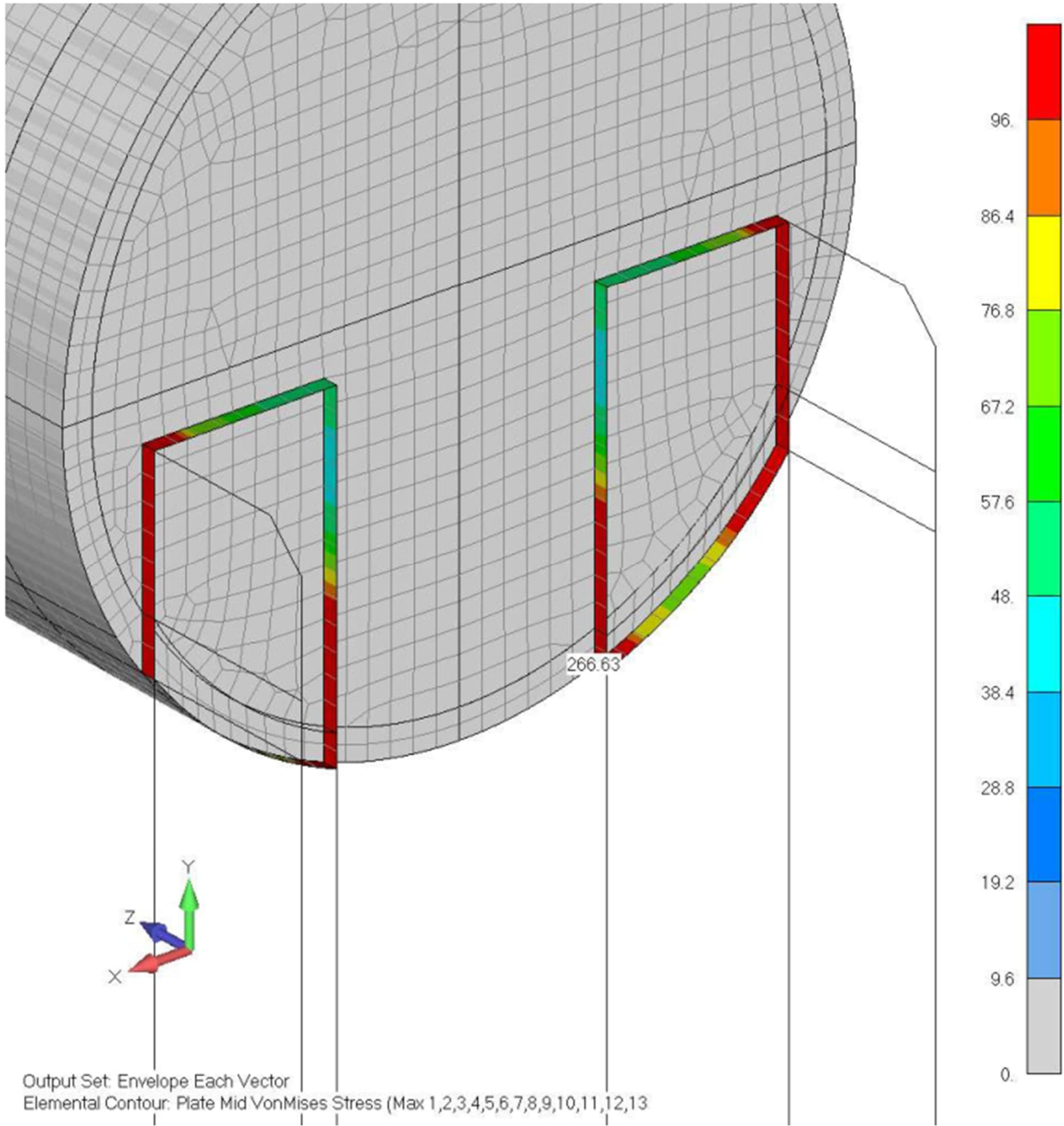
Output Set: Envelope Each Vector
Elemental Contour: Plate Mid VonMises Stress (Max 1,2,3,4,5,6,7,8,9,10,11,12,13)

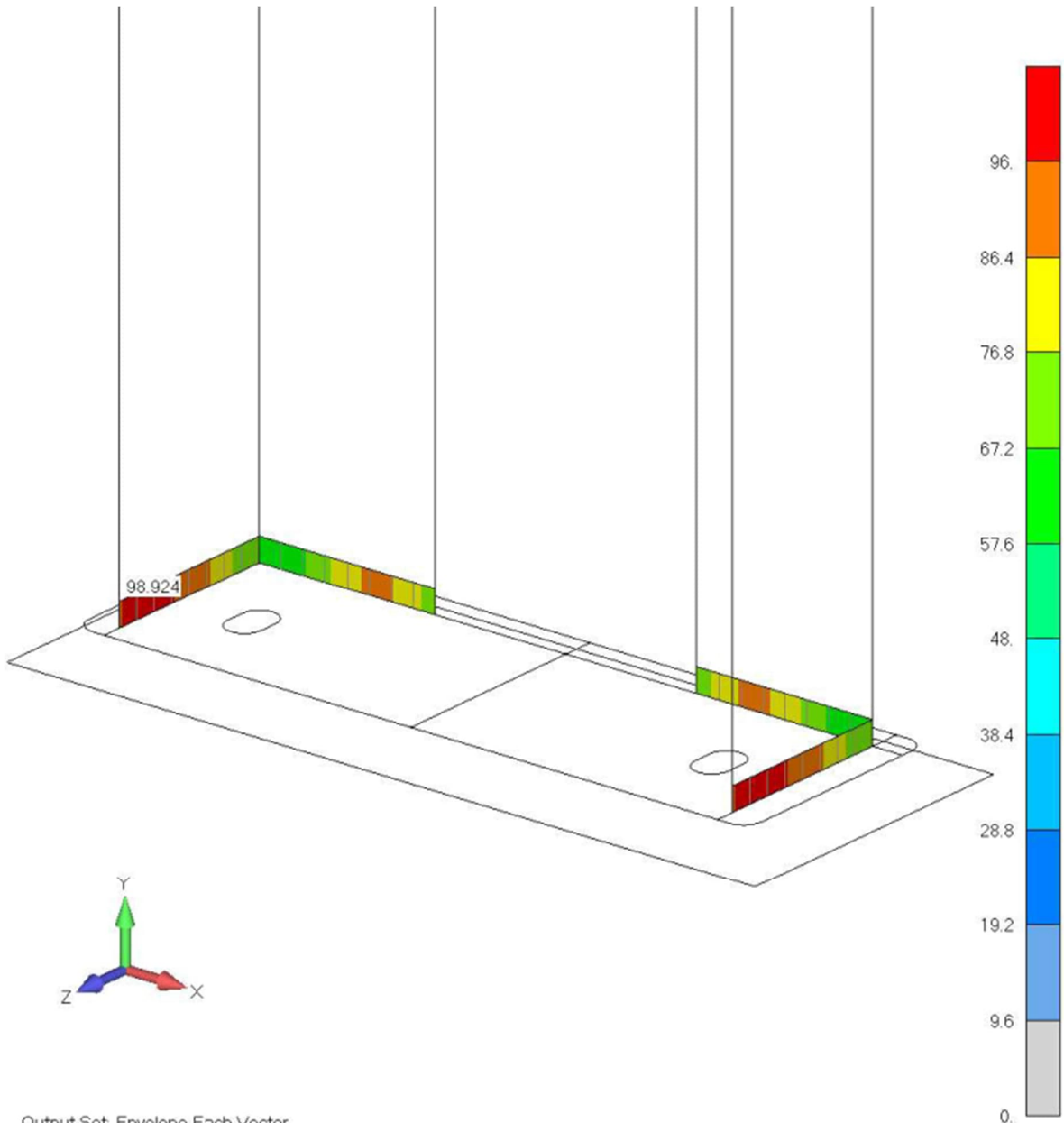


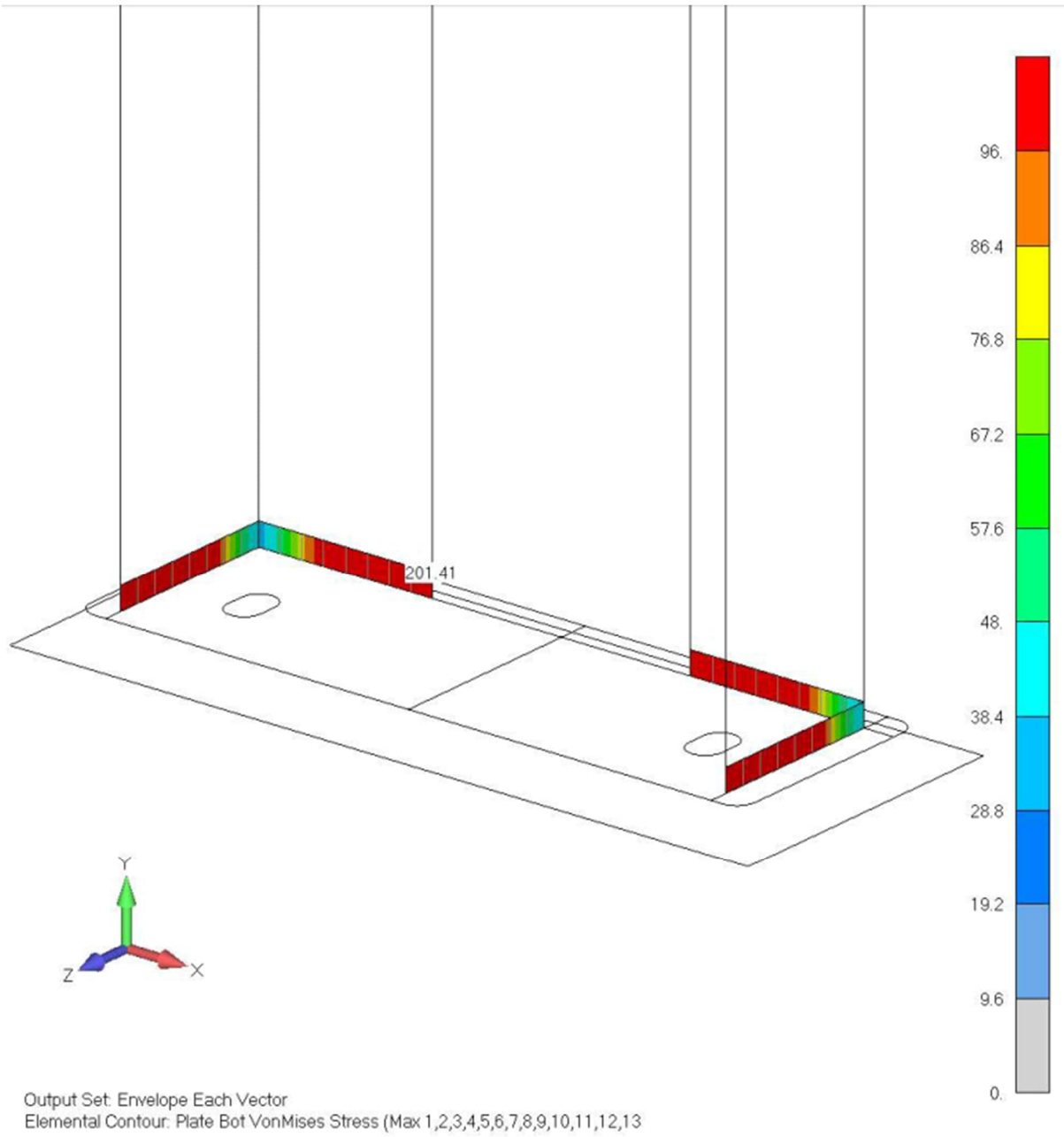


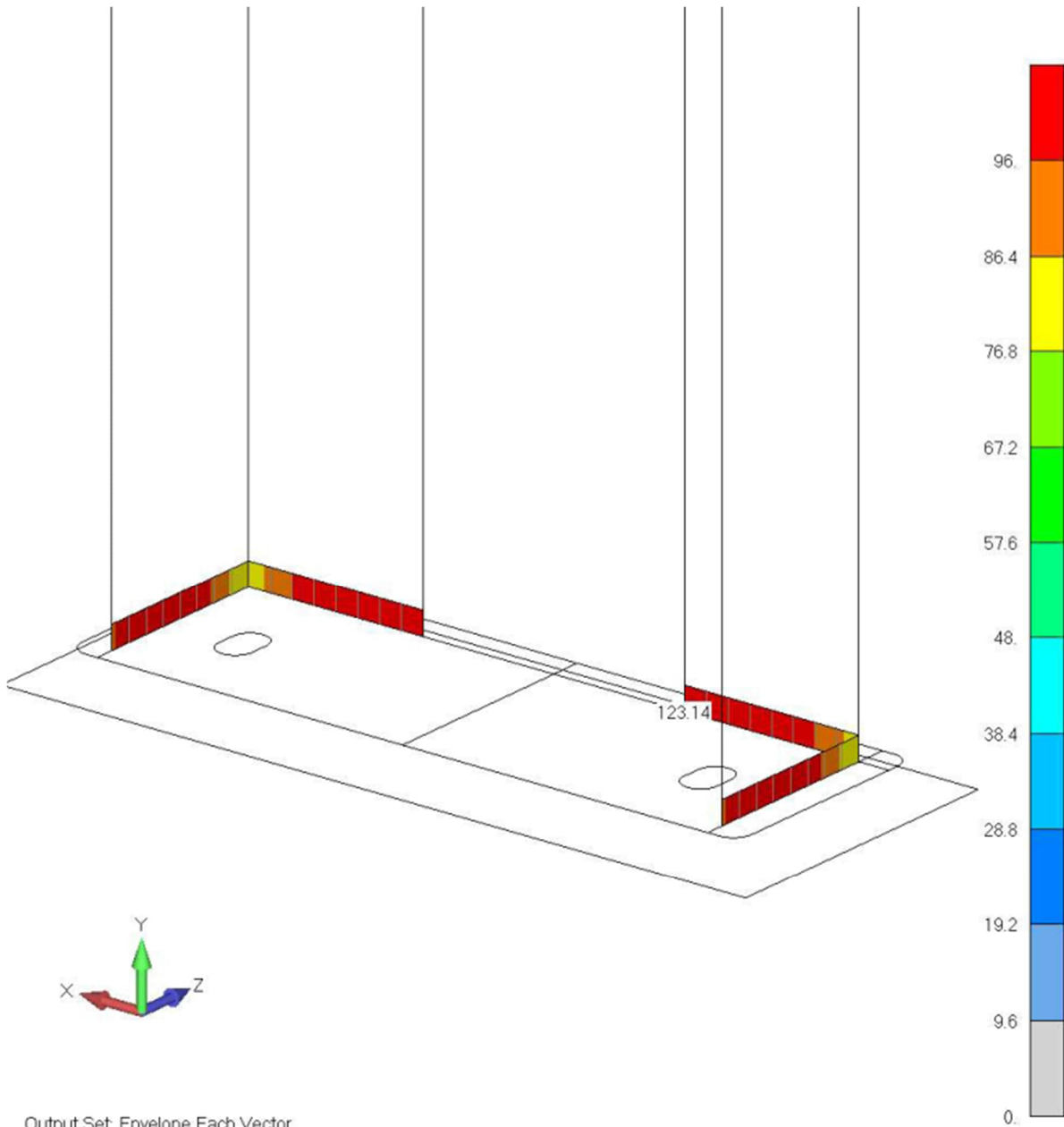
Output Set: Envelope Each Vector
Elemental Contour: Plate Top VonMises Stress (Max 1,2,3,4,5,6,7,8,9,10,11,12,13)



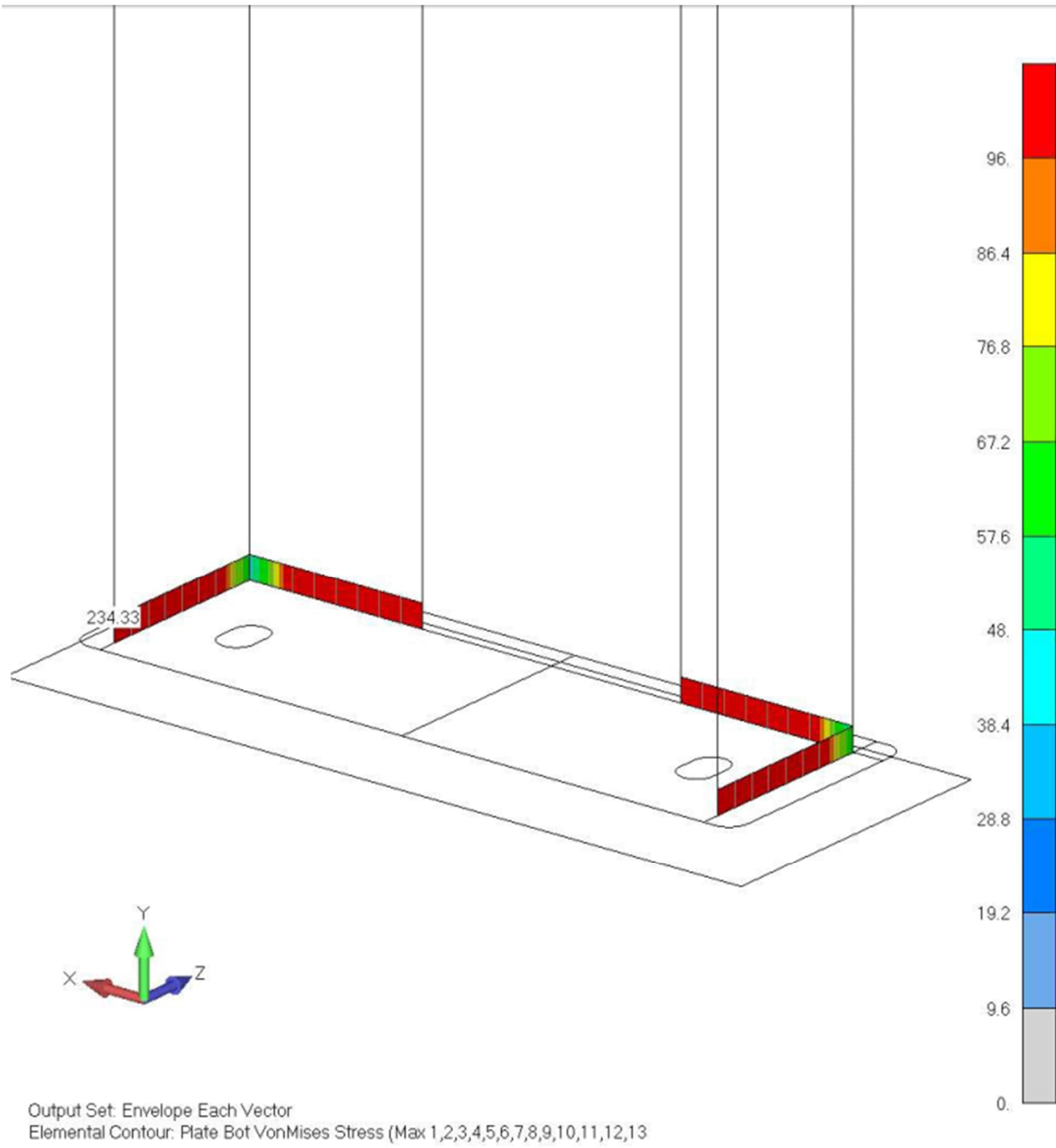








Output Set: Envelope Each Vector
Elemental Contour: Plate Top VonMises Stress (Max 1,2,3,4,5,6,7,8,9,10,11,12,13)



Liite 4. FE-analyysin tulokset (Tapaus B)

