

LAPPEENRANNAN TEKNILLINEN YLIOPISTO  
Konetekniikan osasto  
Diplomityö

# TERÄSSILOJEN MITOITUSOHJELMAN KEHITTÄMINEN

Tarkastaja: Gary Marquis / Lappeenrannan teknillinen yliopisto  
Pekka Petäjä / Lahti Precision Oy

Ohjaajat: Jari Sorvisto / Lahti Precision Oy

Diplomityön aihe on hyväksytty Konetekniikan osaston osastoneuvostossa 12.3.2007

Kouvolassa 18.11.2007

Jimi Pulkka  
Salmentöyryntie 20 As 28  
45160 Kouvola  
puh. 040 558 4420

# TIIVISTELMÄ

Lappeenrannan teknillinen yliopisto

Konetekniikan osasto

Jimi Pulkka

## **Terässiilojen mitoitusohjelman kehittäminen**

Diplomityö

2007

90 sivua, 28 kuvaa, 17 taulukkoa ja 5 liitettä

Tarkastajat: Professori Gary Marquis  
DI Pekka Petäjä

Hakusanat: siilo, suppilo, lujuuslaskenta, mitoitus, Eurocode, kalvojännitys, taivutusjännitys, kitka, kiintoaine, elementtimenetelmä, FEM

Siiloja käytetään jauhemaisten ja rakeisten aineiden varastointiin ja annosteluun maataloudessa sekä mm. lasi-, laasti- ja tasoiteteollisuudessa. Tällaiset laitokset toimitetaan usein kokonaistoimituksina, joissa tavanomaisten teräsrakenteiden kustannusvaikutus voi olla jopa 30 % koko toimituksen arvosta. Niinpä osaltaan siilojen tehokkaalla mitoituksella ja erilaisia rakenneratkaisuja vertailemalla voidaan alentaa toimitusten kokonaiskustannuksia.

Tässä diplomityössä perehdyttiin siilojen rakenteisiin ja niiden lujuustekniseen mitoitukseen etenkin tuentaratkaisujen osalta. Mitoituksen osalta työssä perehdyttiin pääasiassa uusiin Eurooppalaisiin standardeihin SFS-EN 1991-4 ja SFS-EN 1993-4-1. Niiden mukaan määritetään mitoituskuormat sekä tehdään lujuustekninen mitoitus.

Työn tuloksena laadittiin Microsoft Excel -pohjainen mitoitusohjelma, jolla voidaan nopeasti mitoittaa siilojen olennaisimmat teräsrakenteet. Ohjelmalla voidaan määrittää mitoitus koskien siilon lieriön ja kartion seinämiä sekä tuentaratkaisuja. Ohjelma nopeuttaa erityisesti tarjousvaiheen suunnittelua ja antaa pohjan varsinaiselle siilojen yksityiskohtaiselle mitoittamiselle ja suunnittelulle.

## **ABSTRACT**

Lappeenranta University of Technology

Department of Mechanical Engineering

Jimi Pulkka

### **Development of dimensioning tool for steel silos**

Master's thesis

2007

90 pages, 28 figures, 17 tables and 5 attachments

Examiners: Professor Gary Marquis

M.Sc Pekka Petäjä

Keywords: silo, hopper, structural analysis, dimensioning, Eurocode, membrane stress, bending stress, friction, bulk solid, finite element method, FEM

Silos are used to store and feed powders and granular solids in agriculture and, for example, in glass, mortar and filler industries. These kinds of plants are often supplied as all-inclusive turnkey-based contracts. The cost element of steel structures can be up to 30% of the whole value of delivery. Efficient dimensioning and selection of different structural options in silos can reduce the amount of steel and thus reduce costs significantly.

The structure and strength based dimensioning of silo structures was the main topic of this thesis focused specifically on circular steel silos with conical hoppers and different supporting structures. Concerning the dimensioning, mainly new European standards SFS-EN 1991-4 and SFS-EN 1993-4-1 were studied. By adopting these standards, it is possible to determine the load and perform the structural dimensioning.

Based on the result of this thesis, a Microsoft Excel –based dimensioning program was prepared. With the program it is possible to dimension the most essential structural parts of the silo. This program quickens the design process in the bidding phase of projects and also gives a basis for detailed strength analyses and design.

## ALKUSANAT

Tämä työ on tehty Lahti Precision Oy:lle osana heidän omaa laajempaa tuotekehitysprojektiaan. Ensiksi haluan kiittää mielenkiintoisesta ja haastavasta diplomityön aiheesta sekä työn rahoituksen järjestämisestä. Erikseen haluan kiittää Jari Sorvistoaa työn ohjaamisesta sekä kaikesta tuesta, kannustuksesta ja aktiivisesta yhteydenpidosta työhöni liittyen. Pekka Petäjää haluan kiittää asiantuntevista kommentteista työhöni liittyen.

Kiitän professori Gary Marquisia työni tarkastamisesta ja arvokkaista kommentteista sekä ohjeista. Lisäksi kiitän emeritusprofessori Erkki Niemeä ja muuta Lappeenrannan teknillisen yliopiston konetekniikan väkeä avusta työhöni liittyvien ongelmien ratkaisemisessa. Kiitos myös Descal Engineering Oy:n työntekijöille, Kimmo Kerttulalle, Erkki Pulkkiselle ja Brian Allanille kommentteista ja korjausehdotuksista.

Suuri kiitos kuuluu lähipiirilleni, joka on aina jaksanut kannustaa.

Kouvola 18.11.2007

Jimi Pulkka

## SISÄLLYSLUETTELO

1	JOHDANTO .....	3
1.1	Työn taustaa .....	3
1.2	Työn tavoite .....	4
2	SIILOJEN JA TUENTOJEN RAKENNE .....	5
2.1	Siilorakenteet .....	5
2.2	Primäärituentarakenteet .....	8
2.3	Sekundäärituentarakenteet .....	10
3	SIILOJEN MITOITUSKUORMAT .....	12
3.1	Siilojen kuormitukset yleisesti .....	13
3.1.1	Siilokuorma .....	14
3.1.2	Tuuli .....	18
3.1.3	Maanjäristys .....	18
3.2	Siilojen luokittelu SFS-EN -standardeissa .....	19
3.2.1	Luokittelu SFS-EN 1991-4 mukaan .....	19
3.2.2	Luokittelu SFS-EN 1993-4-1 mukaan .....	19
3.3	Siilojen rakenteissa käytettävät materiaalit .....	20
3.3.1	Rakenneteräksset .....	21
3.3.2	Ruostumattomat teräksset .....	24
3.3.3	Erikoisseosteiset teräksset .....	24
3.4	Siilokuormitusten määrittäminen SFS-EN 1991-4 mukaan .....	24
3.4.1	Symmetriset siilokuormitukset lieriöosalle .....	26
3.4.2	Epäsymmetriset kuormitukset lieriöosalle .....	28
3.4.3	Siilokuormitukset suppiloille .....	28
3.5	Siilokuormien yhdistely .....	30
3.5.1	Normaalisti vallitsevat ja tilapäiset kuormitusyhdistelmät .....	32
3.5.2	Onnettomuustilanteiden kuormayhdistelmät .....	33
3.5.3	Maanjäristystilanteiden kuormayhdistelmät .....	34
4	SIILOJEN LUJUUSLASKENTA .....	36
4.1	Mitoitusperiaatteet ja rajatilat .....	37
4.2	Osavarmuusluvut kestävyyksille .....	38
4.3	Siilon lieriön mitoitus .....	38
4.3.1	Plastisoitumiseen perustuva rajatila .....	39
4.3.2	Lommahdus .....	40
4.3.3	Väsyminen .....	49
4.3.4	Vaihtoplastisoituminen .....	50
4.4	Siilon suppilon mitoitus .....	50
4.5	Siilon lieriön ja kartion liitosalueen mitoitus .....	52
4.5.1	Siilon lieriön ja kartion murtolujuus .....	53
4.5.2	Plastisen mekanismin tarkistaminen .....	55
4.5.3	Paikallinen plastinen muodonmuutos lieriön ja kartion liitoskohdassa .....	56
4.6	Lieriön ja suppilon liitosalueen sekä tuentojen mitoitus .....	59

4.6.1	Tasaisesti tuetut lieriön ja suppilon liitosalueet .....	60
4.6.2	Lieriön ja suppilon liitosalueet ja rengaspalkki .....	65
4.6.3	Helmatuenta .....	70
4.6.4	Paikalliset tuennat .....	71
4.6.5	Paikallisten tuentojen vaikutukset siilon lieriöön .....	73
4.6.6	Jalkatuenta .....	76
4.6.7	Konsolituenta .....	76
5	MITOITUSOHJELMA .....	81
5.1	Mitoitusohjelman rakenne .....	82
5.2	Mitoitusohjelman toiminnan ja tulosten tarkastus .....	84
6	JOHTOPÄÄTÖKSET .....	88

## LÄHTEET

## LIITTEET

Liite 1	Mitoitusohjelman käyttöliittymä
Liite 2	Mitoitusohjelman optimointirutiini
Liite 3	Mathcad-lujuuslaskelma jalkatuetusta siilosta
Liite 4	Visual Vessel Design –konsolin laskelma
Liite 5	FEM-analyysi paikallisista siilon tuennoista

## 1 JOHDANTO

Tässä diplomityössä syvennyttään teräksisten kiintoainesiilojen lujustechniseen mitoittamiseen. Työssä kartoitetaan siilojen mitoituksen tyypillisiä ongelmia ja perehdytään erityisesti siilojen tuentaratkaisujen valintaan ja mitoittamiseen. Työn teoreettisen osan ohella tehtiin Lahti Precision Oy:n käyttöön Excel Visual Basic for Applications (Excel VBA) –pohjainen mitoittustyökalu siilojen nopeaan perusmitoitukseen. Ohjelma esitellään tässä diplomityöraportissa, mutta ohjelmaa tai sen ohjelmalistausta ei ole liitetty mukaan.

### 1.1 Työn taustaa

Työn tilaaja Lahti Precision Oy toimittaa maailmanlaajuisesti punnitus- ja annostelujärjestelmiä ja laitoksia. Toimitettavat kokonaisuudet sisältävät varsinaisten punnitus- ja annostelulaitteiden lisäksi paljon teräsrakenteita, kuten siiloja ja niihin liittyviä tukirakenteita. Projektien lukumääräisen kasvun ja lyhentyneiden toimitusaikojen myötä, on Lahti Precision Oy kehittänyt ja vakioinut käyttämiään menkilaitosten (Saks. Gemengeanlage) ja kuivatuotetehtaiden teräsrakenneratkaisuja. Projektien tarjousvaiheessa on kustannukset saatava nopeasti ja luotettavasti selville, kustannuksiin vaikuttaa oleellisesti rakenteissa tarvittava teräksen määrä. Lahti Precision Oy:n arvion mukaan jopa 30 % projektin kustannuksista koostuu erilaisista teräsrakenteista.

## 1.2 Työn tavoite

Tämä työn tavoite on kartoittaa Lahti Precision Oy:n käyttämien siilojen ja varsinkin niiden tuentatapojen rakennevaihtoehtoja sekä etsiä soveltuvat mitoitusohjeet niitä varten. Hankitun tiedon perusteella laaditaan mitoitusohjelma, jolla voidaan suorittaa käytännön mitoitus nopeasti ja luotettavasti. Tällä ohjelmalla tehtävä mitoitus ei ole tarkoitus olla täydellinen, vaan toteutusvaiheessa suunnittelua ja rakenteiden yksityiskohtien mitoitusta tarkennetaan projekteissa tarpeen mukaan. Tässä työssä rajoitutaan käsittelemään vain poikkileikkaukseltaan pyöreitä siiloja. Muita mahdollisia siilotyyppejä olisivat poikkileikkaukseltaan joko neliömäiset tai suorakaiteen muotoiset siilot.



## 2 SIILOJEN JA TUENTOJEN RAKENNE

Termillä siilo tarkoitetaan yleisesti kaikkia säiliöitä, jotka on tarkoitettu suurien rakeisten kiintoainemäärien varastointiin [Rotter, 2001, s.1]. Siiloja on monenlaisia ja ne voidaan edelleen jakaa eri tyyppeihin rakenneaineen, muodon ja käyttötarkoituksen perusteella. Siiloja voidaan valmistaa esimerkiksi teräksestä, betonista ja komposiiteista. Poikkileikkaukseltaan siilot voivat olla pyöreitä tai kulmikkaita. Ne voivat olla tasapohjaisia tai ne voivat sisältää suppilon. Suppilo voi vastaavasti olla poikkileikkaukseltaan pyöreä tai kulmikas. Siiloja voidaan käyttää varastoinnin lisäksi esimerkiksi annosteluun.

Siilojen tuentojen tehtävänä on siirtää siilon oma paino, sisällön paino sekä muiden kuormitusten aiheuttamat voimat siiloa kannatteleviin rakenteisiin ja sitä kautta edelleen perustuksiin ja maahan. Siilojen kannalta voidaan eritellä primääriset sekä sekundääriset tuentarakenteet. Primäärisillä tuennoilla tarkoitetaan kiinteästi siiloon liittyviä tuentarakenteita, kuten siiloon hitsattu konsoli, jalka tai helma. Sekundäärisiin rakenteisiin kuuluvat esimerkiksi rakennuksen runkopalkit, jotka eivät suoranaisesti vaikuta siilon lujuuslaskentaan. Sekundäärisiä rakenteita ei siis yleensä tarvitse ottaa huomioon siilon lujuuslaskennan yhteydessä. Poikkeuksena tästä on varsinkin erillistuntojen tapauksessa rungon joustavuuden paikalliset erot ja sen aiheuttama epätasainen kuormien jakautuma siilon primäärikannatuksiin. Luonnollisesti sekundääriset rakenteet on mitoitettava kestäämään siilojen aiheuttamat ja muut kuormitukset.

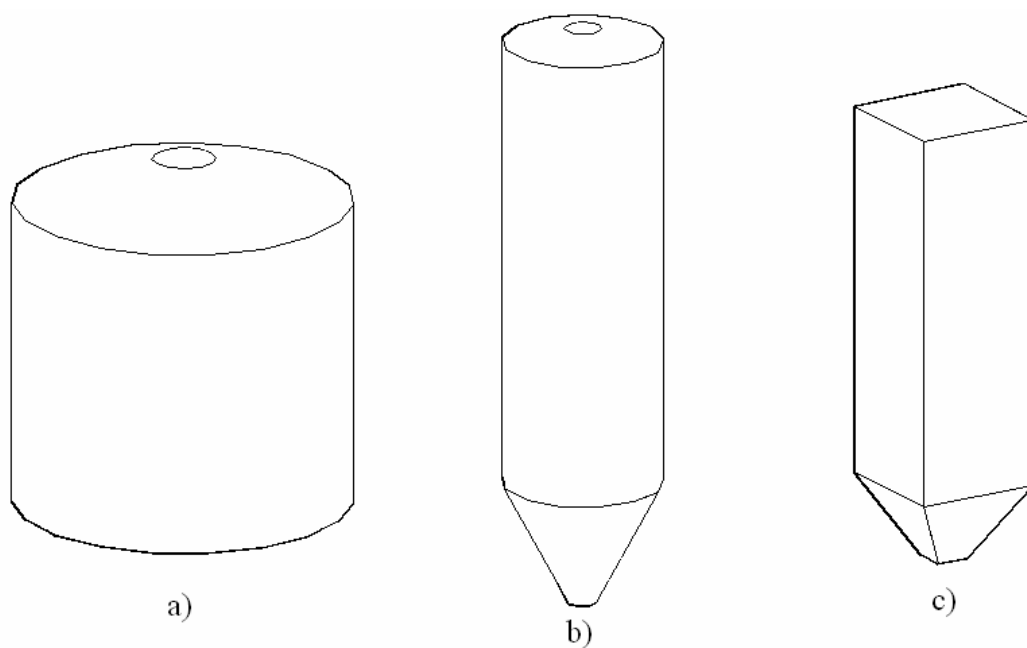
### 2.1 Siilorakenteet

Poikkileikkaukseltaan pyöreä siilo on rakennemateriaalin käytön kannalta edullinen muoto. Siinä suurin osa kuormituksista aiheuttaa kalvojännityksiä. Yleensä mitoituksen kannalta merkittäviä taivutusjännityksiä aiheutuu vain rakenteellisiin

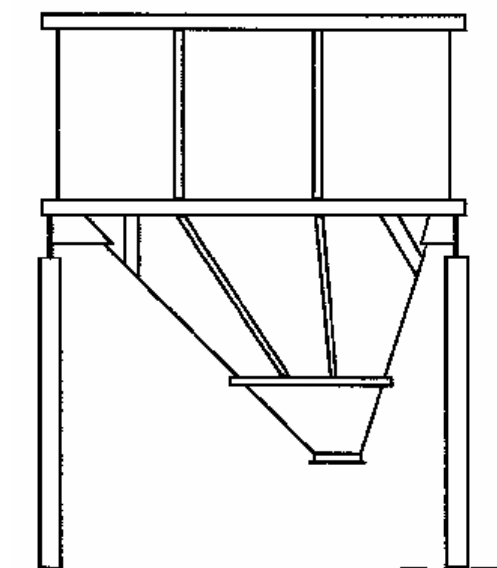
epäjatkuvuuskohtiin, kuten siilon sylinterimäisen osan ja kartion liitokseen sekä tiettyjen tuentatapojen yhteydessä myös tuentakoihin. Varsinkin vetosuuntaisia kalvojännityksiä vastaan mitoitus on yksinkertaista ja materiaali voidaan hyödyntää tehokkaasti. Siilojen pohja voi olla tasainen, keskeinen suppilo tai epäkeskeinen suppilo.

Poikkileikkaukseltaan monikulmainen, useimmiten nelikulmainen, siilo on käyttökelpoinen ratkaisu, jos siiloille varattu tila on pieni ja sisällön määrä halutaan maksimoida. Siilosta tulee kuitenkin painavampi, johtuen kuormitusten aiheuttamista merkittävistä taivutusjännityksistä. Tämän takia seinämien levyt pitää valita paksummiksi sekä tarvittaessa myös jäykistää rivoilla, siteillä ja palkeilla. Näistä syistä monikulmaiset siilot soveltuvat pääasiassa pienien siilojen rakenneratkaisuihin tai ominaispainoltaan kevyiden kiintoaineiden varastointiin.

Sekä poikkileikkaukseltaan pyöreä että nelikulmainen siilo voi sisältää väliseinän, jolloin puhutaan jaetusta siilosta. Jaetun siilon etuja ovat tilankäytön tehokkuus. Kuvissa 1 ja 2 on esitetty periaatteelliset kuvat siilon päätyypeistä.



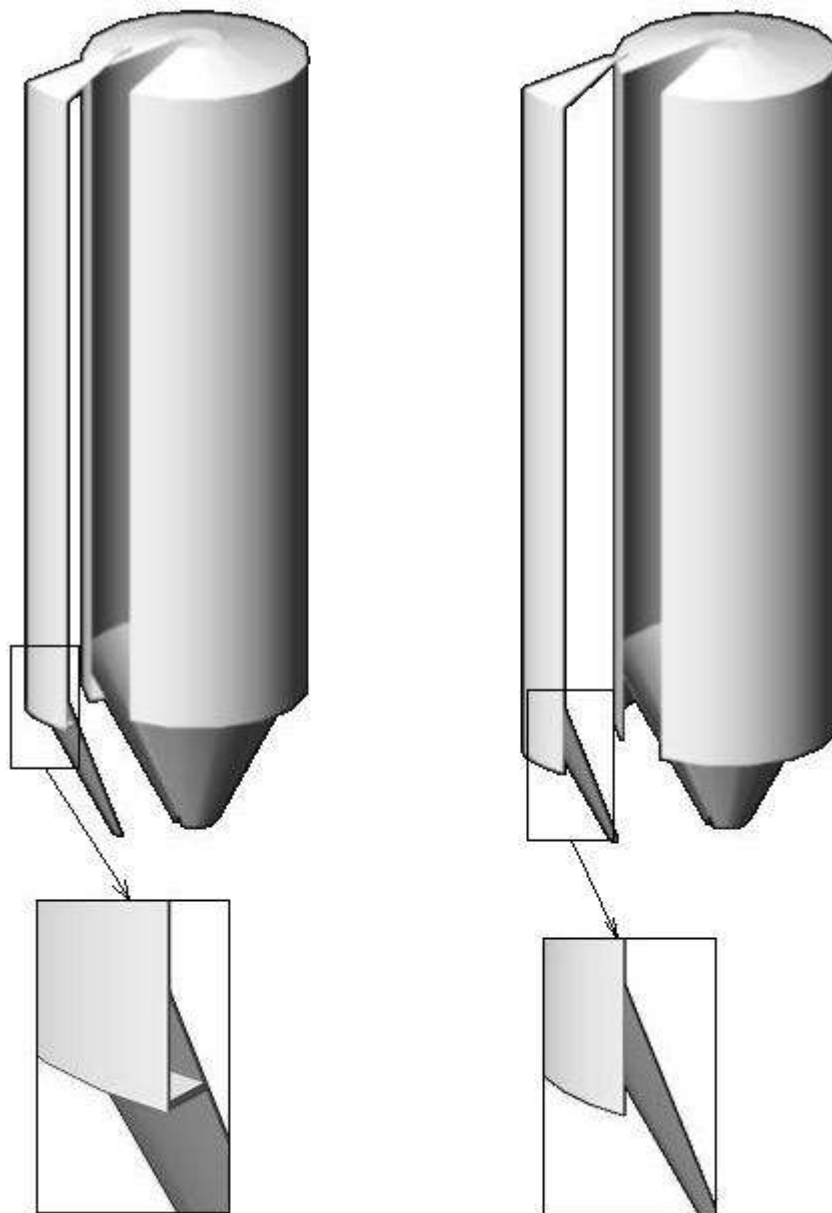
**Kuva 1 Pääsiilotyytit, a) tasapohjainen poikkileikkaukseltaan pyöreä siilo, b) suppilolla varustettu poikkileikkaukseltaan pyöreä siilo, c) poikkileikkaukseltaan nelikulmainen siilo**



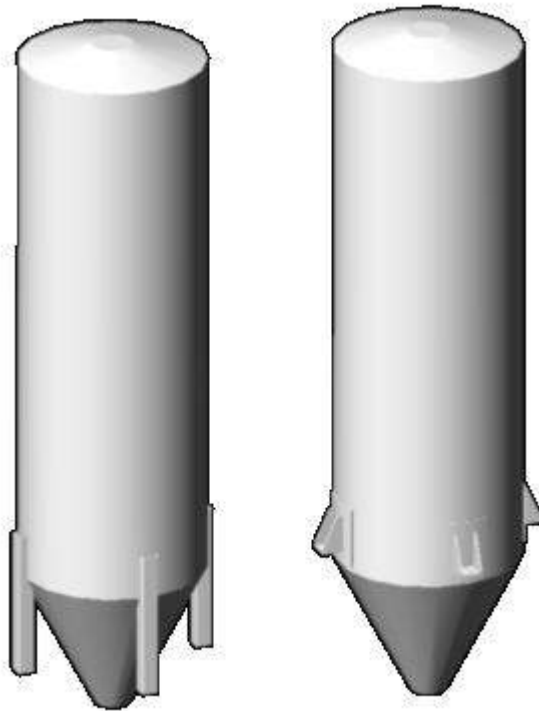
**Kuva 2 Nelikulmainen epäkeskisen suppilon omaava siilo, joka on jäykistetty rivoiin [SFS-EN 1993-4-1, s. 102]**

## 2.2 Primäärituentarakenteet

Primääriset tuentarakenteet ovat tuentoja, jotka liittyvät suoraan siiloon. Primäärisen tuen tyyppi voi olla jalka, helma, konsoli tai yhdistelmä näistä. Tuennan rakenteen valintaan vaikuttaa esimerkiksi siilon sijainti, sekundääriset tuentarakenteet ja siilon koko. Jos mahdollista, ainakin hyvin suuret siilot olisi pyrittävä varustamaan helmatuennalla. Siten vältetään mahdollisimman tehokkaasti paikallisten kuormien aiheuttamat jännityskeskittymät ja niiden vaatimat paksummat tai muuten jäykistetyt rakenteet. Helmatuennalla itse siilon rakenteesta saadaan mahdollisimman kevyt, mutta tuennan paino otettuna huomioon voi tilanne olla kuitenkin toinen. Jos taas on kyse hyvin pienestä siilosta, ovat jalka- ja konsolituenta käyttökelpoisia vaihtoehtoja. Huono puoli näissä on tuennan kiinnityskohtaan tuleva paikallinen kuormitus ja sen vaatima paikallinen vahvistus ja siilon rungon levyjen paksuntaminen. Kuvissa 3 ja 4 on esitetty yleisimmät pyöreiden terässiilojen primäärituentatavat.



**Kuva 3** Kuvassa on helmatuettuja siilorakenteita. Vasemman puoleisessa siilossa on lieriön ja suppilon liitoskohta jäykistetty koteloimalla. Molemmat tuentarakenteet voidaan tukea tasaisen sekundäärisen tuen päälle, kuin myös pistemäisten tukien päälle.



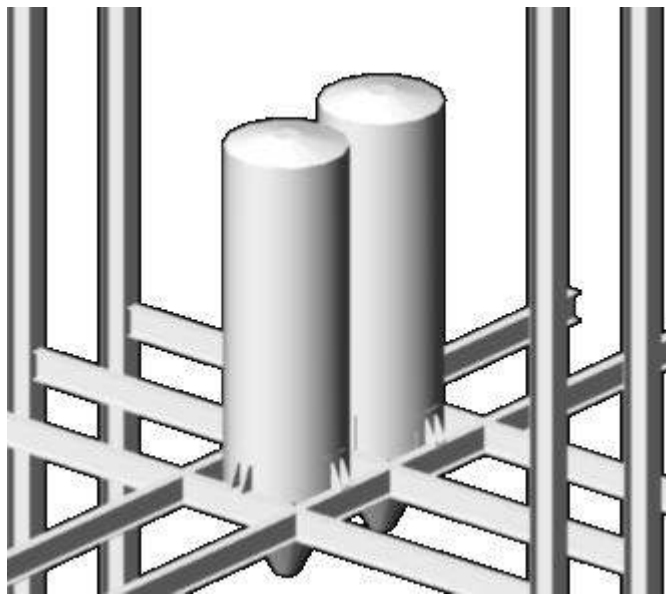
**Kuva 4 Paikallisesti tuetut siilorakenteet, joissa tuki aiheuttaa pistemäisen kuormituksen siiloon. Vasemmalla puolella on jaloin lieriöstä tuettu siilo ja oikealla puolella konsolein tuettu siilo.**

Jalkatuennassa yleensä 3 tai useampi jalka liittyy joko suoraan siilon lieriön alaosan pintaan tai lähelle siilon rungon ja suppilon liitoskohtaa. Paikallisesti siilon runko ja suppilo voidaan vahvistaa paksuntamalla levyä, käyttämällä paikallista vahvistuslevyä tai käyttämällä vahvistusripoja. Vahvistamalla saavutetaan etua kahta eri kautta. Ensinnäkin jännitys pienenee voimaa kantavan rakenneaineen pinta-alan kasvaessa ja toiseksi paikallinen levyn stabiliteetti paranee lommahduskestävyyden kasvaessa.

### 2.3 Sekundäärituentarakenteet

Sekundäärisillä rakenteilla tarkoitetaan tässä yhteydessä erillisiä teräs tai teräsbetonirakenteita, joiden päälle siilo tuetaan. Nämä sekundääriset rakenteet liittyvät edelleen siilon primäärisiin tukirakenteisiin. Teräksiset sekundäärituentarakenteet voivat

olla tyypiltään arinoita, kehiä, ristikoita pilareita tai usein edellisten yhdistelmiä. Tuentarakenne voi olla myös teräsbetoninen. Siinä tapauksessa yksinkertaisimmillaan rakenne on pelkkä perustus, mutta se voi olla myös yhdistelmä teräsbetonisia pilareita ja palkkeja. Seuraavassa kuvassa 5 on periaatteellinen esimerkki sekundäärisestä tuentarakenteesta.



**Kuva 5 Periaatteellinen kuva siilon sekundäärisistä tukirakenteista**

### 3 SIILOJEN MITOITUSKUORMAT

Siilojen mitoitusta varten täytyy suunnittelijalla olla kattavat tiedot siilon aiotusta käytöstä, sijainnista ja muista rajoitteista. Tarvittavia tietoja ovat ainakin:

- rakennemateriaali,
- varastoitava kiintoaine eli sisältö,
- vaadittu tilavuus,
- muotorajoitteet,
- täyttöjen ja tyhjennysten lukumäärät sekä
- sijoituspaikan asettamat erityisvaatimukset.

Oikeat lähtötiedot ovat oleellinen osa menestyksestä siilon suunnittelua ja rakentamista. Tätä varten olisi hyvä koota kaikki tiedot yhteen dokumenttiin. Tässä dokumentissa on edellisten tietojen lisäksi esitettävä myös seuraavat tiedot, mikäli mahdollista [Rotter, s. 42]:

- pienin tilavuus, joka riittää vaaditun kiintoaineen varastointiin oletetulla minimitiheydellä
- haluttu siilon virtaustyyppi
- huomiot epäsymmetrisesti virtaavan siilon suunnittelusta tai toimet sen välttämiseksi
- oletetut täyttöjärjestelyt
- rakenteen seuraamusluokka suunnittelua varten
- oletetut materiaaliominaisuudet sisällölle (tiheys, kitkakertoimet, vaakapaine kerroin mikäli tarpeen)
- äärimmäiset tapahtumat, suunnittelutilanteet, kuormitusyhdistelmät ja kuormitustapaukset
- pölyräjähdysten huomioon ottaminen suunnittelussa
- oletetut seinämän geometriset epätarkkuudet



Kuormitustietojen perusteella voidaan suorittaa mitoitus joko standardien laskentaohjeita ja kaavoja noudattaen, lujuusopista johdettuja kaavoja soveltaen tai käyttämällä elementtimenetelmää (Eng. Finite Element Method, FEM).

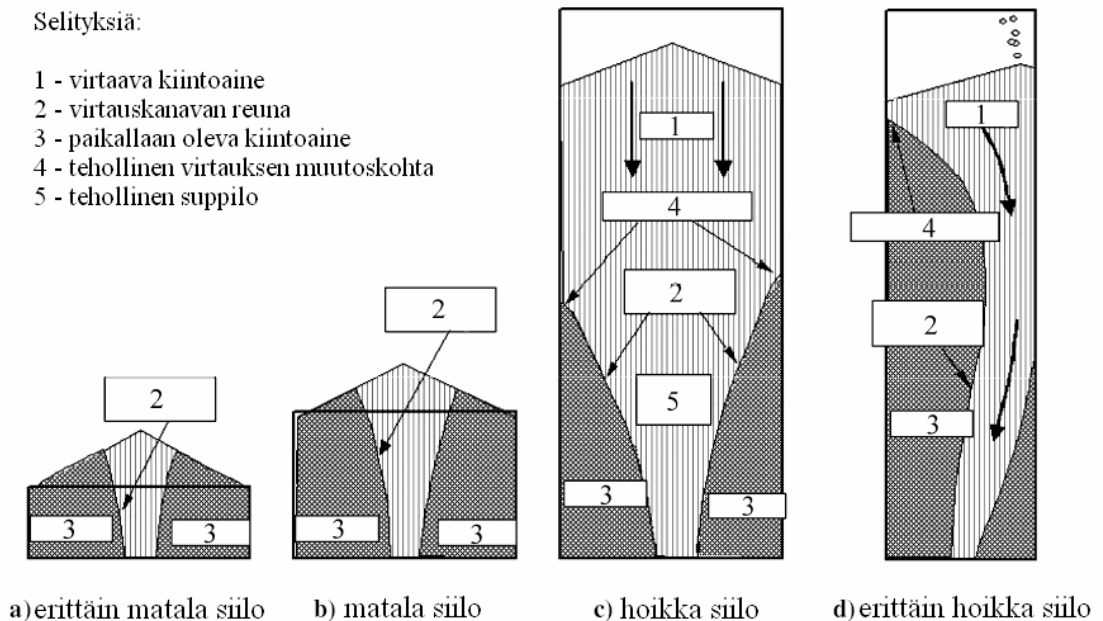
### 3.1 Siilojen kuormitukset yleisesti

Kuten muutkin rakenteet, myös siilot on mitoitettava kestämaan kaikki kohtuudella ennakoitavissa olevat kuormitukset käsittäen kaikki mahdolliset kuormitusyhdistelyt. Tämä tarkoittaa luonnollisesti siilon käytön aiheuttamien kuormitusten sekä paikallisten erityisolosuhteiden huomioon ottamista. Siilon sisällön ja rakenteen oman painon lisäksi kuormituksia voivat aiheuttaa muun muassa lumi, tuuli, maanjäristys, työskentelytasot ja muut siiloihin liitetyt laitteet. Siilojen mitoituksen tärkeä lähtökohta on määrittää kuormat ja kuormitusyhdistelyt oikein. Oikeat kuormat ovat yleensäkin mitoituksen lähtökohta. Todellisia kuormituksia on useimmissa tapauksissa vaikea tai jopa mahdotonta tietää aivan tarkasti. Niinpä tässä yhteydessä kuormitusten oikeellisuudella ei tarkoiteta niinkään tarkkoja lukuarvoja, vaan niiden konservatiivista määrittämistä.

Ehkä tärkein ja joskus jopa ainoa merkittävä siilojen kuormitus on sisällön aiheuttamat paine ja kitka. Sisällön aiheuttamista kuormista käytetään usein yksinkertaista termiä ”siilokuormat”. Siilojen tapauksessa epävarmuutta kuormitusten määrittämiseen tuo kiintoaineiden käyttäytyminen. Kiintoaineiden fysikaalisten ominaisuuksien vaihtelut voivat aiheuttaa erilaisia kuormituksia. Esimerkiksi sisällön ja seinämän välisen kitkan ollessa pienimmillään, aiheutuu siilon seinämään suuri reunapaine. Toisaalta kun kitka on suurimmillaan, on seinämään tuleva kitkavoima suurimmillaan. Lisäksi tiettyjen rakeisten sisältöjen taipumus holvautumiseen ja sen jälkeiseen äkilliseen irtoamiseen voi aiheuttaa ennalta arvaamattomia kuormituksia. Sisällön törmäminen alempana olevaan sisällön pintaan tai jopa siilon pohjarakenteisiin asti saa aikaan suuren sysäysmäisen kuormituksen. Tämä kuormitus voi olla niin iso, että se rikkoo siilon, jos sitä ei ole otettu mitoituksessa huomioon. Myös mahdollinen alipaine tulee ottaa huomioon varsinkin siilon yläosan ohuiden seinämien mitoituksessa.

### 3.1.1 Siilokuorma

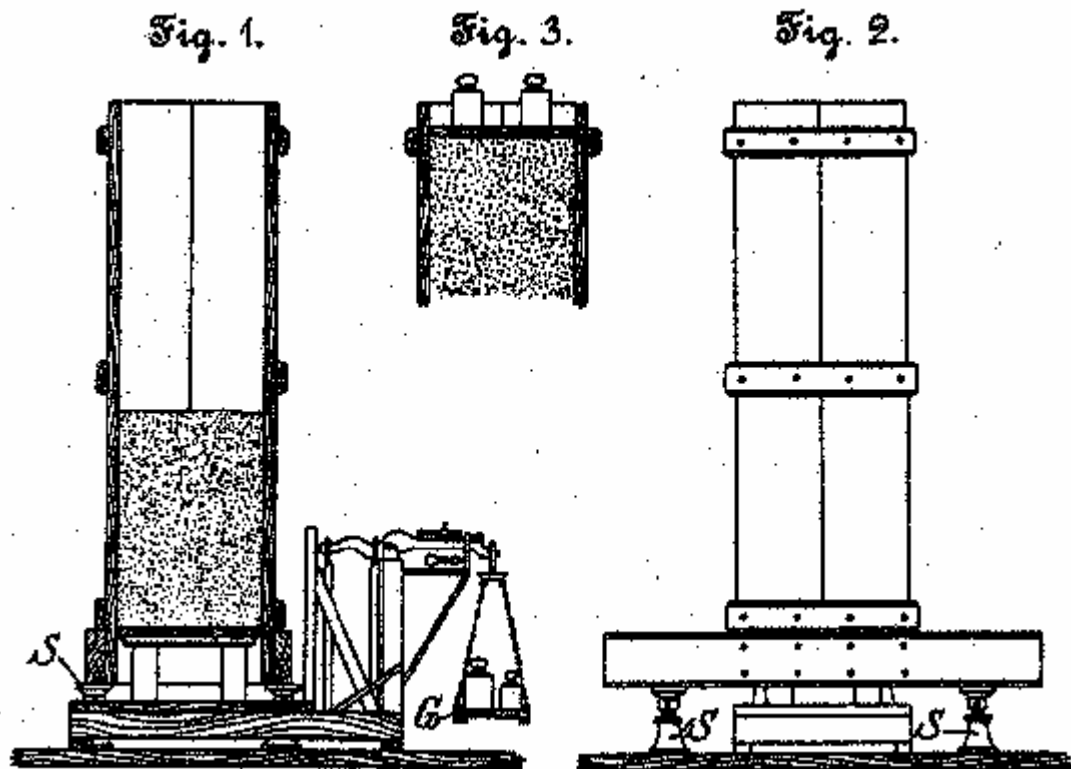
Siilon sisältö aiheuttaa siiloon erilaisia kuormia. Siilon lieriö- ja kartio-osien seiniin kohdistuu painekuormitus sekä kitkavoima. Näiden voimien suuruus riippuu siilon mittasuhteista, kuormitustilanteesta sekä sisällön ominaisuuksista. Siiloon kohdistuvat kuormitukset vaihtelevat täytössä ja tyhjennyksessä. Kuvassa 6 on esitetty mittasuhteeltaan erilaisia siiloja sekä niissä esiintyviä kiintoaineen virtaustyypppejä. Virtaustyyppillä on oleelliset vaikutukset esiintyviin kuormituksiin. Muutenkin virtaustyyppi on yksi tärkeä siilon mitoitusperuste, mutta tässä työssä siihen ei perehdytä syvemmin.



**Kuva 6 Siilotyypit mittasuhteiden mukaan sekä niissä tyypillisesti esiintyvät virtaustyyppit**

Kaikki nykyiset siilojen kuormituksia käsittelevät standardit ja ohjeet perustuvat keskeiseltä sisällöltään yli 100 vuotta vanhaan Janssenin klassiseen teoriaan

siilopaineiden jakaantumisesta kiintoaineessa. Saksalainen insinööri H. A. Janssen käsitteli 5-sivuisessa *Getreidedruck in Silozellen* -julkaisussaan siilokuormien jakautumista seuraavan differentiaaliyhtälön perusteella [Vereiner deutscher ingenieure 1895, s. 1048]. Tämän niin kutsutun Janssenin yhtälön hän laati poikkileikkaukseltaan neliön muotoisella siilolla tekemiensä kokeiden avulla. Koelaitteisto on esitetty kuvassa 7.



**Kuva 7 Janssenin siilokuormien määrityksessä käyttämä koelaitteisto [Vereiner deutscher ingenieure 1895, s. 1046]**

Myöhemmin Janssenin kehittämää kaavaa on tarkennettu ja se tunnetaan seuraavassa muodossaan. Yhtenäisyyden vuoksi tässä yhteydessä kaavassa käytetään SFS-EN 1991-4 mukaisia lyhenteitä.

$$A \cdot (p_v + dp_v) + U \cdot \mu \cdot K \cdot p_v \cdot dz = \gamma \cdot A \cdot dz + A \cdot p_v \quad (1)$$

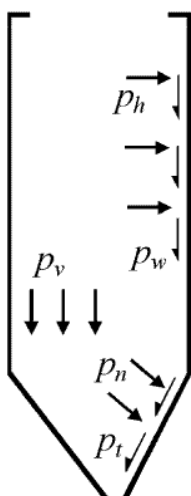
, jossa

$A$	=	siilon poikkileikkauksen pinta-ala
$p_v$	=	sisällön aiheuttama pystypaine
$U$	=	siilon sisäpuolisen piirin pituus
$\mu$	=	siilon seinämän kitkakerroin
$K$	=	vaakapaineen suhde pystysuoraan kitkakuormaan
$\gamma$	=	sisällön tiheys
$z$	=	koordinaatti sisällön pinnasta tarkasteltavaan kohtaan

Sieventämällä ja ratkaisemalla edellä esitetty differentiaaliyhtälö saadaan aikaiseksi kolme yhtälöä, joista voidaan laskea sisällön aiheuttamat kuormitukset. Ne ovat:

- vaakasuuntainen paine  $p_h$ ,
- pystysuuntainen kitkavoima  $p_w$  sekä
- sisällössä vallitseva pystysuuntainen paine  $p_v$ .

Kaikkien kuormien yksikkö on voima/pinta-ala, siis esimerkiksi N/mm<sup>2</sup> = megapascal, MPa tai lukuarvojen pienuuden vuoksi yleisemmin siilojen mitoituksen yhteydessä käytetty yksikkö kilopascal, kPa. Kuvassa 8 on esitetty kuormat siilon seinämiin. Suppilon osalta normaalisuuntaisesta paineesta käytetään lyhennettä  $p_n$  ja kitkavoimasta lyhennettä  $p_t$ .



**Kuva 8** Siilokuormat  $p_h$ ,  $p_w$ ,  $p_v$  lieriöosassa ja  $p_n$  sekä  $p_t$  suppilossa [SFS-EN 1991-4, s. 9]

Siilon käytön aiheuttamien kuormien määrittämiseksi on olemassa useita standardeja ja ohjeita. Kuormat voidaan määrittää esimerkiksi suomalaisen RIL 144, saksalaisen DIN 1055 ja eurooppalaisen SFS-EN 1991-4 mukaan.

Taulukossa 1 on listattu edellä mainitut kuormitukset sekä niiden lyhenteet eri kuormitusnormeissa. Uusimmat standardit eli DIN 1055-6:2005 ja SFS-EN 1991-4:2006 ovat sisällöltään hyvin samanlaisia ja siten myös merkinnät ovat samat. Molemmat standardit periytyvät vanhemmasta DIN 1055-6:1987, joten merkinnät juontanevat juurensa sieltä.

**Taulukko 1** Siilojen kuormitusten määrittämisohjeita ja niissä käytetyt paineiden symbolit

Kuormitus / Standardi	RIL 144: 1983	DIN 1055- 6: 1987	DIN 1055- 6: 2005	SFS-EN 1991-4: 2006
Reunapaine siilon seinämään	$q_h$	$p_h$	$p_h$	$p_h$
Kitkavoima siilon seinämään	$q_l$	$p_w$	$p_w$	$p_w$
Pystysuuntainen paine	$q_v$	$p_v$	$p_v$	$p_v$

### 3.1.2 Tuuli

Tuulen aiheuttama vaakasuuntainen voima aiheuttaa kuormituksia siilon tuennalle, mikäli siilojen tukirakennelmaa ei ole vuorattu. Tuennan kautta tuuli vaikuttaa myös itse siilon teräsrakenteisiin. Vuoratussa tukirakennelmassa tuuli ei kohdistu suoraan siiloihin, vaan tukirakenteen seinien välityksellä vain siiloja kannatteleviin sekundäärisiin rakenteisiin. Näin ollen tuuli tulee aina ottaa huomioon ainakin sekundääristen kannatusrakenteiden mitoituksessa.

Tuulikuorma voidaan määrittää eurooppalaisen standardin SFS-EN 1991-1-4 mukaan. Jos siilon mitoitus tehdään SFS-EN –standardeilla, on korrektia määritellä kuormitukset myös samaa standardisarjaa käyttäen. Myös useat kansalliset standardit ja suunnitteluohjeet sisältävät tuulikuormien määrittämisen. Esimerkkinä mainittakoon Suomen Rakennusinsinöörien Liiton RIL:n ohje numero 144-2002, ”Rakenteiden kuormitusohjeet”.

### 3.1.3 Maanjäristys

Toimitettaessa laitoksia maanjäristysherkille alueille, on maanjäristys otettava huomioon siilojen ja tukirakenteiden suunnittelussa ja mitoituksessa. Maanjäristysmitoitus tehdään yleisimmin käyttämällä vaaka- ja pystysuuntaista korvausvoimaa, joka kohdistuu massojen painopisteisiin. Laskennassa käytetään aina kohdealueelle määritettyjä kertoimia. Siilojen maanjäristysmitoitus voidaan tehdä standardin SFS-EN 1998-4 mukaan. Tässä työssä rajoitutaan käsittelemään maanjäristyskuormia vaakasuunnassa kiihtyvyytenä massakeskiöön.

### 3.2 Siilojen luokittelu SFS-EN -standardeissa

SFS-EN –standardien mukaisessa siilojen mitoituksessa siilot luokitellaan kahdella tavalla. Niistä ensimmäinen vaikuttaa kuormitusten määrittämiseen ja toinen lujuusanalyysiin. Molemmissa luokituksissa määritellään vähimmäisluokka, jota tulee soveltaa. Aina voidaan kuitenkin valita vaativampi luokka. Luokitus tulee aina erikseen sopia suunnittelijan, asiakkaan ja viranomaisen välillä ennen siilojen suunnittelun aloittamista.

#### 3.2.1 Luokittelu SFS-EN 1991-4 mukaan

SFS-EN 1991-4:n mukaan siilot luokitellaan vaativuutensa mukaan kolmeen luokkaan. Tämä niin sanottu kuormitusluokka (eng. Action Assessment Class, AAC) määrää sen, miten tarkasti kuormitukset ja niiden yhdistelyt tulee määrittää. Luokan 1 siilot ovat kapasiteetiltaan alle 100 tonnia ja niiden kuormitukset voidaan määrittää muiden luokkien siiloja yksinkertaisemmin. Luokan 3 siilot ovat vaativimpia. Siihen katsotaan kuuluvaksi kaikki yli 10000 tonnin siilot sekä yli 1000 tonnin siilot, joiden tyhjennyksen epäkeskisyys  $e_o / d_c$  on vähintään 0,25 tai tukevien siilojen tapauksessa täytön epäkeskisyys  $e_t / d_c$  on vähintään 0,25.

#### 3.2.2 Luokittelu SFS-EN 1993-4-1 mukaan

SFS-EN 1993-4-1:n mukaan siilot luokitellaan vaativuutensa mukaan myös kolmeen luokkaan likipitään vastaavin perustein verrattuna SFS-EN 1991-4:ään. Tämä luokitus perustuu mahdollisen vikaantumisen aiheuttamiin seurauksiin ja sen nimi on seuraamusluokka (eng. Consequence class). Luokan 1 siilot ovat kapasiteetiltaan alle 100 tonnia ja niiden lujuuden varmistuksessa voidaan käyttää yksinkertaistettuja menettelyjä. Luokan 3 siilot ovat vaativimpia. Siihen katsotaan kuuluvaksi kaikki yli

5000 tonnin siilot, yli 1000 tonnin pistemäisesti tuetut siilot sekä siilot, joissa esiintyy epäkeskistä tyhjentymistä, paikallisia sisällön aiheuttamia kuormia tai epäsymmetristä täyttöä.

### 3.3 Siilojen rakenteissa käytettävät materiaalit

Siilo voidaan valmistaa periaatteessa lähes mistä tahansa materiaalista, joka soveltuu rakentamiseen. Yleisesti siiloja valmistetaan ainakin teräsbetonista, hiiliteräksestä ja ruostumattomasta teräksestä. Tämän työn puitteissa pitäydytään pelkästään rakenneteräksissä, jotka kuuluvat hiiliteräksiin. Standardin SFS-EN 1993-4-1 mukaan siilot tulisi valmistaa hitsattavasta teräslaadusta, mikä sallii jälkeenpäin mahdollisesti tehtävät muutokset. Lisäksi teräksen tulee poikkileikkaukseltaan pyöreiden siilojen tapauksessa olla myös kylmämuokattavaa laatua. Nämä vaatimukset täyttyvät helposti, kun valitaan rakenneaineeksi aivan tavallinen rakenneteräs.

Usein teräsrakenteissa käytettävien rakenneaineiden lujuus on tärkeä ominaisuus yhdistettynä riittävään sitkeyteen. Siilojenkin osalta lujuus on tärkeä, mutta silti rakenneaineen lujuusluokkaa nostamalla ei välttämättä saavuteta merkittävää lisäetua. Tämä johtuu siitä, että lisääntynyt lujuus ei paranna rakenteen stabiliteettia lujuuden muutoksen suhteessa. Itse asiassa hyvin ohuilla levyillä lujuuden nostaminen ei paranna stabiliteettia lainkaan, mikä voidaan todeta myöhemmin esitellyssä siilon seinämän mitoituksessa puristusjännitystä vastaan. Siiloissa merkittävä osa rakenteesta on mitoitettava kestäämään juuri puristusjännityksen aiheuttama levykentän stabiliteetin menetys eli lommahdus. Siksi kannattaa vertailla, onko materiaalin lujuusluokan kasvattamiselle perusteita.



Jos on mahdollista että siilo täytetään kuumalla kiintoaineella, on valitun materiaalin mitoitussarvoja pienennettävä vastaamaan suurinta mahdollista esiintyvää lämpötilaa. Korotetun lämpötilan materiaalin mitoitussarvot pitää ottaa standardista SFS-EN 13084-7, joka käsittelee vapaasti seisovien teräspiippujen valmistuksessa käytettävien pyöreiden teräsvalmisteiden tuotevaatimuksia.

### 3.3.1 Rakenneteräksset

Standardin SFS-EN 1993-4-1 laskentaohjeet pätevät rakenneteräksille, jotka on määritelty standardissa SFS-EN 1993-1-1. Tämän standardin taulukossa 3.1 saadaan tarvittavat lujuussarvot mitoitusta varten. Taulukoissa 2 ja 3 on esitetty rakenneteräksien lujuussarvot.

**Taulukko 2 Siilorakenteissa käytettävät rakenneteräket standardien SFS-EN 1993-4-1 ja SFS-EN 1993-1-1 mukaan. Taulukon osa 1/2.**

Standard and steel grade	Nominal thickness of the element t [mm]			
	t ≤ 40 mm		40 mm < t ≤ 80 mm	
	$f_y$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$f_u$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$f_y$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$f_u$ [N/mm <sup>2</sup> ]
<b>EN 10025-2</b>				
S 235	235	360	215	360
S 275	275	430	255	410
S 355	355	510	335	470
S 450	440	550	410	550
<b>EN 10025-3</b>				
S 275 N/NL	275	390	255	370
S 355 N/NL	355	490	335	470
S 420 N/NL	420	520	390	520
S 460 N/NL	460	540	430	540
<b>EN 10025-4</b>				
S 275 M/ML	275	370	255	360
S 355 M/ML	355	470	335	450
S 420 M/ML	420	520	390	500
S 460 M/ML	460	540	430	530
<b>EN 10025-5</b>				
S 235 W	235	360	215	340
S 355 W	355	510	335	490
<b>EN 10025-6</b>				
S 460 Q/QL/QL1	460	570	440	550

**Taulukko 3 Siilorakenteissa käytettävät rakenneteräkset standardien SFS-EN 1993-4-1 ja SFS-EN 1993-1-1 mukaan. Taulukon osa 2/2.**

Standard and steel grade	Nominal thickness of the element t [mm]			
	t ≤ 40 mm		40 mm < t ≤ 80 mm	
	$f_y$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$f_u$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$f_y$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$f_u$ [N/mm <sup>2</sup> ]
<b>EN 10210-1</b>				
S 235 H	235	360	215	340
S 275 H	275	430	255	410
S 355 H	355	510	335	490
S 275 NH/NLH	275	390	255	370
S 355 NH/NLH	355	490	335	470
S 420 NH/NHL	420	540	390	520
S 460 NH/NLH	460	560	430	550
<b>EN 10219-1</b>				
S 235 H	235	360		
S 275 H	275	430		
S 355 H	355	510		
S 275 NH/NLH	275	370		
S 355 NH/NLH	355	470		
S 460 NH/NLH	460	550		
S 275 MH/MLH	275	360		
S 355 MH/MLH	355	470		
S 420 MH/MLH	420	500		
S 460 MH/MLH	460	530		

Näihin materiaalitaulukkoihin on kerätty mitoituksessa tarvittavat lujuusarvot. Lähteenä käytetään seuraavia materiaalistandardeja:

- EN 10025, Kuumavalssatut rakenneteräkset
- EN 10210, Kuumamuovatut seostamattomista teräksistä ja hienoraeteräksistä valmistetut rakenneputket
- EN 10219, Kylmämuovatut hitsatut seostamattomista teräksistä ja hienoraeteräksistä valmistetut rakenneputket

### 3.3.2 Ruostumattomat teräkset

Ruostumattomien teräksien käyttö on tarpeellista, kun kiintoaine tai olosuhteet ovat syövyttäviä ja siilolle halutaan pitkä käyttöikä valmistuskustannuksista tinkimättä. Myös elintarviketeollisuudessa käytetään usein ruostumattomia teräksiä. Ruostumattomien teräksien materiaaliominaisuudet tulisi ottaa standardista SFS-EN 1993-1-4 (Ruostumattomia teräksiä koskevat lisäsäännöt). Korroosiota ja kulumista koskeva tarvittava tieto voidaan etsiä sopivasta lähteestä. Levykenttien stabiiliudessa tulee ottaa huomioon ruostumattomien terästen kohdalla alennetut suunnitteluarvot standardin SFS-EN 1993-1-6 mukaisesti.

### 3.3.3 Erikoisseosteiset teräkset

Myös ei-standardisoituja erikoisseoksia on mahdollista käyttää. Niille tulee määrittää sopivat mitoituksessa käytettävä materiaaliominaisuudet.

## 3.4 Siilokuormitusten määrittäminen SFS-EN 1991-4 mukaan

Tässä diplomityössä tyydytään määrittämään kuormitukset standardin SFS-EN 1991-4:n mukaisesti. Standardissa määritellään siilopaineet erikseen täyttö- ja tyhjennystilanteissa. Standardin mukaan pitää ottaa huomioon myös sisällön ominaisuuksien tilastollinen vaihtelu pahimmalla mahdollisella tavalla. Kaikilla kuormien määrittämisessä tarvittavilla ominaisuuksilla on tietty vaihteluväli. Seuraava taulukko 4 sisältää eri kuormituksia varten käytettävät sisällön ominaisuudet.

**Taulukko 4 Eri mitoitustilanteissa käytettävät sisällön ominaisuuksien arvot [SFS-EN 1991-4, s. 26]**

	Karakteristinen arvo, jota käytetään mitoituksessa		
<b>Tarkoitus:</b>	Seinäkitka- kerroin $\mu$	Sivupainekerroin $K$	Sisäisen kitkan kulma $\phi_i$
<b>Pystyseinämän ja lieriön kuormat</b>			
Suurin normaalipaine pystyseinälle, $p_{h,max}$	Alempi	Ylempi	Alempi
Suurin kitkavoima pystyseinälle, $p_{w,max}$	Ylempi	Ylempi	Alempi
Suurin pystysuuntainen paine suppilolle tai siilon pohjalle, $p_{v,max}$	Alempi	Alempi	Ylempi

Edellisen taulukon perusteella siis määritettäessä lujuuslaskelmissa käytetty normaalipainetta pystyseinämälle, tulee valita seinäkitkan  $\mu$  ja sisällön sisäisen kitkan kulmaksi  $\phi_i$  pienin mahdollinen arvo kun taas sivupainekertoimeksi  $K$  suurin arvo. SFS-EN 1991-4:ssä on mainittu myös joitain rajoituksia. Vain näiden ehtojen täytyessä voidaan tätä standardia käyttää kuormitusten määrittämisessä. Rajoitukset liittyvät siilon muotoon, mittoihin, mittasuhteisiin, rakenteeseen, sisältöön, täyttö- ja tyhjennystapaan.

Standardin SFS-EN 1991-4 mukaan siilojen kuormitusten määrittämisessä otetaan huomioon siilon rakenne, varastoitavan kiintoaineen ominaisuudet ja tyhjennyksen virtausmuodot (engl. ”flow pattern”). Seuraavat asiat otetaan huomioon suunnittelussa:

- epävarmuus virtausmuodossa,
- täytön ja tyhjennyksen epäkeskeisyydet,
- siilon muodon vaikutukset virtausmuotoon sekä
- paineet ajasta riippuvan täytön ja tyhjennyksen vuoksi.

SFS-EN 1991-4:n mukaan määritetyt siilojen kuormitukset voivat olla suuremmat 2 %:n todennäköisyydellä yhden vuoden vertailuajanjaksolla. Jos valittu siilon muoto voi olla herkkä virtausmuodon vaihtelulle, olisi tehtävä herkkyyssanalyysi.

Kuormitukset voidaan karkeasti jakaa symmetrisiin ja epäsymmetrisiin kuormituksiin. Symmetrisiä kuormituksia kuvataan seuraavin merkinnöin:

- vaakasuuntainen paine lieriöosalle,  $p_h$
- normaalipaine kartio-osan seinämään,  $p_n$
- kitkavoima siilon lieriöosan seinämään,  $p_w$
- kitkavoima siilon kartio-osan seinämään,  $p_t$
- pystysuuntainen paine,  $p_v$

#### 3.4.1 Symmetriset siilokuormitukset lieriöosalle

Siilon lieriöosan täyttötilanteen aikaisten kuormitusten kaavat ovat seuraavat:

$$p_{hf}(z) = p_{ho} \cdot Y_J(z) \quad (2)$$

$$p_{wf}(z) = \mu \cdot p_{ho} \cdot Y_J(z) \quad (3)$$

$$p_{hf}(z) = \frac{p_{ho}}{K} \cdot Y_J(z) \quad (4)$$

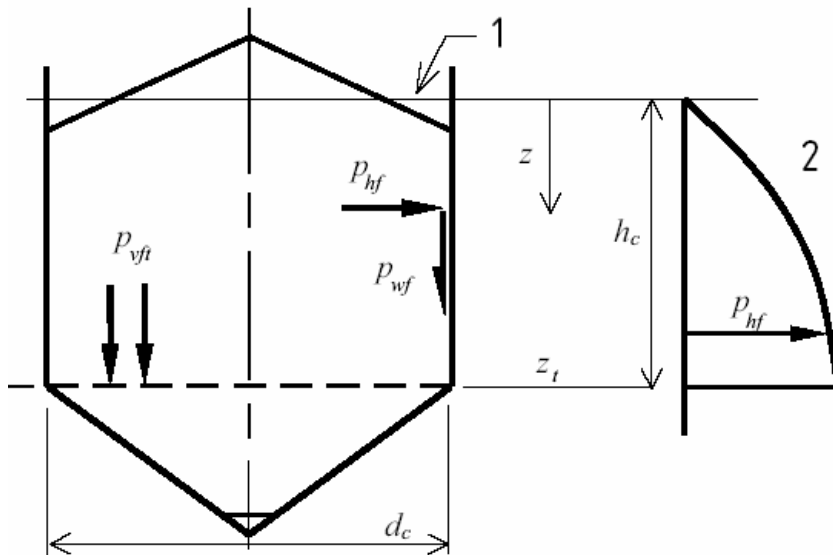
, joissa

$$p_{ho} = \gamma \cdot K \cdot z_0 \quad (5)$$

$$z_o = \frac{1}{K \cdot \mu} \cdot \frac{A}{U} \quad (6)$$

$$Y_J(z) = 1 - e^{-z/z_o} \quad (7)$$

Kuvassa 9 näkyy siilon reunapaineen  $p_{hf}$  tyypillinen muoto. Koska kitkavoima  $p_{hw}$  sekä pystysuuntainen paine  $p_{vf}$  perustuvat sisällön ominaisuuksien lisäksi reunapaineen  $p_{hf}$  suuruuteen, on niiden muoto vastaava. Vain absoluuttiset lukuarvot ovat erilaiset. Kuvasta huomataan edellä esitettyjen kaavojen sisältämä eksponentiaalinen osa. Kuormitukset eivät siis käyttäydy kuten nesteen aiheuttama hydrostaattinen paine, joka jakaantuu lineaarisesti nestepatsaan korkeuden funktiona. Rakeisen kiintoaineen ominaisuudet aiheuttavat voiman siirtymisen osittain paineena, kuten nesteessäkin, ja osittain kitkan vaikutuksella seinämän kautta alaspäin. Tästä johtuen muun muassa reunapaineen kuvaaja  $p_{hf}$   $z$ :n funktiona ei ole lineaarinen.



**Kuva 9** Siilon täytön aikaisen reunapainekuorman  $p_{hf}$  muoto [SFS-EN 1991-4, s. 41]

### 3.4.2 Epäsymmetriset kuormitukset lieriöosalle

Epäsymmetriset kuormitukset kohdistuvat seinämiin paikallisesti ja niitä kuvataan seuraavilla merkinnöillä:

- paikallinen vaakasuuntainen paine,  $p_h$
- kitkavoima,  $p_w$

Jos täytössä ja tyhjennyksessä on vain pieniä epäkeskisyyksiä, riittää vain paikallisen vaakasuuntaisen paineen symmetrinen huomioon ottaminen.

Tyhjennys voi aiheuttaa lisäkuormituksia ja ne otetaan huomioon kertoimilla  $C_h$  ja  $C_w$ . Kaikkiin siilojen kuormitusluokkiin voidaan soveltaa kiinteitä kertoimia  $C_h = 1,15$  ja  $C_w = 1,1$ . Jos kuormitusluokaltaan pienimmän eli AAC 1 siilon suunnittelussa olisi käytetty sallittua yksinkertaistusta materiaalin ominaisuusarvojen  $K$  ja  $m$  määrittelyssä, olisi tyhjennyksen lisäkuormituksen määrittämisessä käytettävä standardin kaavoja 5.23 ja 5.24. Tässä mitoitusohjelmassa lasketaan kuitenkin aina materiaaliominaisuuksilla, joissa on otettu huomioon niiden tilastollinen vaihtelu. Näin ollen käytetään aina kiinteitä kertoimia. Jos siilon tyhjennys tapahtuu pelkästään ylhäältä päin, voidaan kertoimien  $C_h$  ja  $C_w$  arvoina käyttää 1,0.

### 3.4.3 Siilokuormitukset suppiloille

Suppilon kuormituksiin vaikuttaa edellä kuvatun sisällön ja sen ominaisuuksien tilastollisen vaihtelun lisäksi suppilon seinämän kaltevuuskulma  $\beta$ . Sen perusteella siilojen pohjat voidaan jakaa tasaisiin pohjiin, mataliksi ja syviksi. Tasaisen pohjan määrittely on yksinkertainen. Kaltevuuskulma pystysuoraan seinämään verrattuna pitää olla pienempi kuin 5 astetta. Jos kulma on isompi, on pohja suppilo. Suppilon tyypin määrittelyä ei voi tehdä pelkästään kaltevuuskulman  $\beta$  perusteella, vaan myös sisällön



materiaaliominaisuuksista sivupainekerroin  $K$  pitää ottaa huomioon. Seuraavan kaavan 8 ehdon täyttyessä luokitellaan suppilo tyypiltään korkeaksi.

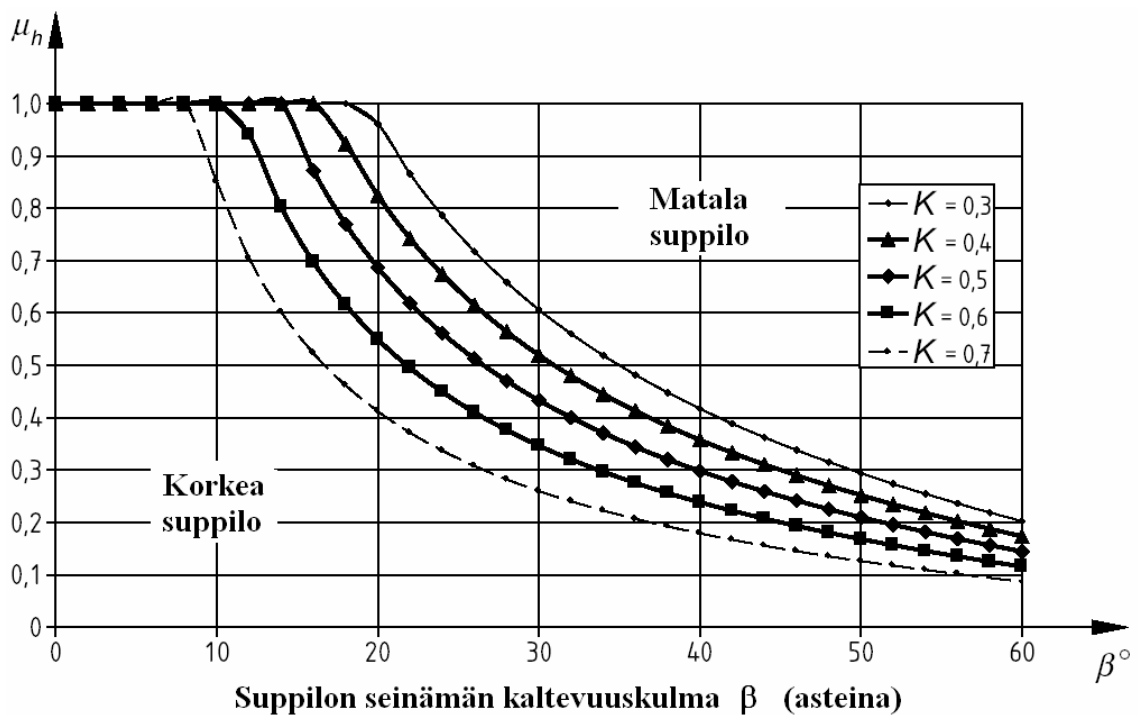
$$\tan \beta < \frac{1 - K}{2 \cdot \mu_h} \quad (8)$$

, jossa

$K$  = sivupaine kertoimen alempi ominaisarvo

$\beta$  = suppilon kärkikulman puolikas

Seuraavassa kuvassa 10 on piirretty edellä esitetyn kaavan funktion kuvaajat viidellä  $K$ :n arvolla ja näin esitetty havainnollisesti luokittelu matalan ja korkean suppilon välillä.



**Kuva 10** Matalan ja syvän suppilotyyppin määrittely suppilon kärkikulman puolikkaan  $\beta$  ja sisällön sivupaine kertoimen  $K$  avulla [SFS-EN 1991-4, s. 66]

### 3.5 Siilokuormien yhdistely

Rajatilamitoitusta varten on määritetyistä siilokuormista ja muista kuormista tehtävä kuormitusyhdistely. Kuormitusyhdistelyjen periaatteet määritetään standardissa SFS-EN 1990. Siilojen osalta SFS-EN 1990 standardia täydentävä menettely kuvataan standardissa SFS-EN 1991-4.

SFS-EN 1990 mukaan eri mitoitustilanteita ja niihin liittyviä yhdistelyitä on kolme. Ne ovat:

- normaalisti vallitsevat ja tilapäiset mitoitustilanteiden kuormitusyhdistelmät
- onnettomuustilanteiden kuormayhdistelmät
- maanjäristystilanteiden kuormayhdistelmät.

Kuormien määrittämisessä tulee aina käyttää soveltuvaa kuorman osavarmuuslukua. Ne määritetään erikseen pysyville ja muuttuville kuormille. Pysyvillä kuormilla, kuten esimerkiksi rakenteen omalla painolla, käytetään kuormien vaikuttaessa epäedullisesti osavarmuuslukua  $\gamma_G = 1,35$ . Muuttuvilla kuormilla, kuten sisällön aiheuttamilla paineilla tai tuulella, osavarmuusluku  $\gamma_Q$  on 1,5, mikäli sisältö ei ole myrkyllistä, syövyttävää tai vaarallista. Siinä tapauksessa Rotterin mukaan osavarmuutta olisi korotettava arvoon 1,75 [Rotter, s 129]. SFS-EN 1991-4:n mukaan muuttuvien kuormien osavarmuutta voidaan pienentää arvoon 1,35, jos sisällön määrä ja suurin mahdollinen tiheys on määritetty. Varminta on kuitenkin käyttää tässäkin tapauksessa arvoa 1,5.

Kuormien yhdistelyssä kuorma jaetaan aina pysyviin ja muuttuviin kuormiin. Pysyvät kuormat ovat aina läsnä muuttuvien kuormien vaihdellessa kuormitustilanteen mukaan. Tyypillinen pysyvä kuorma on rakenteen oma paino. Muuttuvia kuormia siilojen tapauksessa on esimerkiksi siilon täytöstä ja tyhjennyksestä aiheutuvat kuormat, tuulikuormat sekä maanjäristys. Eri kuormitusyhdistelyitä laadittaessa asetetaan pysyvien kuormien ja määräävän muuttuvan kuorman yhdistelykertoimeksi 1,0. Muita

muuttuvia kuormia voidaan pienentää  $\psi$ -kertoimilla standardin antamien ohjeiden mukaan. Näin saadaan otettua huomioon pahin mahdollinen mitoitus tilanne tietyllä hyväksyttävällä todennäköisyydellä.

SFS-EN 1991-4 mukaan tulee seuraavan taulukon 5 mukaiset mitoitus tilanteet ottaa huomioon. Määräävä ja pysyvä kuormitus tulee ottaa huomioon kokonaisuudessaan jokaisessa kuormitustapauksessa. Liittyviä kuormituksia voidaan pienentää käyttämällä pienennyskerrointa  $\psi$ . Kertoimen avulla otetaan huomioon kuormitusten yhtäaikaisen esiintymisen todennäköisyyttä. Tapauskohtaisesti tulee ottaa huomioon myös maanjäristystilanne. Maanjäristys- tai onnettomuustilanteen kuormitusyhdistelyissä ei kuitenkaan tarvitse soveltaa kappaleessa 3.4 esitettyä sisällön ominaisuuksien tilastollista vaihtelua seinäkitkakertoimen  $\mu$ , sivupaine kertoimen  $K$  eikä suppilon painesuhteen  $F$  osalta, vaan yksinkertaisuuden vuoksi voidaan käyttää niiden keskiarvoja  $\mu_m$ ,  $K_m$  ja  $F_m$ .

**Taulukko 5 Kuormitusluokissa AAC 2 ja AAC 3 huomioon otettavat suunnittelutilanteet ja kuormitusyhdistelyt [SFS-EN 1991-4, s. 76]**

Short title	Design situation / Dominant action 1	Permanent actions	Accompanying Action 2	$\psi_{0,2}$	Accompanying Action 3	$\psi_{0,3}$
D	Solids discharge	Self weight	Foundation settlement	1,0	Snow or wind or thermal	0,6
					Imposed loads or deformation	0,7
I	Imposed loads or deformation	Self weight	Solids filling	1,0	Snow or wind or thermal	0,6
S	Snow	Self weight	Solids filling	1,0		
WF	Wind and full silo	Self weight	Solids filling	1,0		
WE	Wind and empty silo	Self weight	Solids empty	0,0		
T	Thermal	Self weight	Solids filling	1,0		
F	Foundation settlement	Self weight	Solids discharge	1,0	Snow or wind or thermal	0,6
				$\psi_{2,2}$		$\psi_{2,3}$
E	Explosion	Self weight	Solids filling	0,9	Imposed loads or deformation	0,3
V	Vehicle impact	Self weight	Solids filling	0,8	Imposed loads or deformation	0,3

NOTE 1: This table refers to terms in the load combination rules of Section 6 in EN 1990.

NOTE 2: The subscripts of  $\psi$  have the following significance: first subscript is for the type of design situation: normal combination values are 0; frequent values are 1; quasi-permanent values are 2. The second subscript refers to the load number in the combination.

### 3.5.1 Normaalisti vallitsevat ja tilapäiset kuormitusyhdistelmät

Normaalisti tulee murtorajatilamitoituksessa ottaa huomioon sisällön painosta sekä tyhjennyksestä, pakkosiirtymistä, lumesta, tuulesta ja lämpöliikkeistä aiheutuvat kuormitukset taulukon 6 mukaisesti.

**Taulukko 6 Kuormitusluokissa AAC 2 ja AAC 3 huomioon otettavat tyypilliset murtorajatilän suunnittelutilanteet ja kuormitusyhdistelyt (SFS-EN 1991-4, s. 77)**

Short title	Design situation / Leading variable action	Permanent actions		Leading variable action		Accompanying variable action 1 (main)		Accompanying variable action 2		Accompanying variable action 3, 4, etc.	
		Description	$\xi_1$	(See next column, "main")		Description	$\psi_{0,1}$	Description	$\psi_{0,2}$	Description	$\psi_{0,3}$ $\psi_{0,4}$ etc
D	Solids discharge	Self weight	0,9			Solids discharge	1,0	Foundation settlement	0,7	Snow, wind, thermal	0,6
										Imposed loads, imposed deformation	0,7
I	Imposed deformation	Self weight	0,9			Solids filling	1,0	Imposed deformation	0,7	Snow, wind, thermal	0,6
										Imposed loads	0,7
S	Snow	Self weight	0,9			Solids filling	1,0	Snow	0,6	Imposed loads	0,7
WF	Wind and full silo	Self weight	0,9			Solids filling, full silo	1,0	Wind	0,6	Imposed loads	0,7
WE	Wind and empty silo	Self weight	0,9			Solids, empty silo	0,0	Wind	0,6	Imposed loads	0,7
T	Thermal	Self weight	0,9			Solids filling	1,0	Thermal	0,6	Imposed loads	0,7

NOTE: Table A.2 should be used with Expressions (6.10a) and (6.10b) in EN 1990, 6.4.3.2.

### 3.5.2 Onnettomuustilanteiden kuormayhdistelmät

Onnettomuustilanteiden kuormitukset murtorajatilassa voivat sisältää omasta painosta, räjähdyksestä, paineaallostasta, kiintoaineen täytöstä, pakkosiirtymistä, ajoneuvon törmäyksestä aiheutuvat kuormat yhdisteltynä taulukon 7 mukaisesti.

**Taulukko 7 Kuormitusluokissa AAC 2 ja AAC 3 huomioon otettavat onnettomuusmurtorajatilän suunnittelutilanteet ja kuormitusyhdistelyt (SFS-EN 1991-4, s. 77)**

Short title	Design situation / Leading variable action	Permanent actions		Leading accidental action		Accompanying variable action 1 (main)		Accompanying variable action 2		Accompanying variable action 3, 4, etc.	
		Description		Description		Description	$\psi_{1,1}$ or $\psi_{2,1}$	Description	$\psi_{2,2}$	Description	$\psi_{2,3}$ $\psi_{2,4}$ etc
E	Explosion	Self weight		Blast pressure		Solids filling	0,9 or 0,8	Imposed deformation	0,3	Imposed loads	0,3
V	Vehicle impact	Self weight		Vehicle impact		Solids filling	0,9 or 0,8	Imposed deformation	0,3	Imposed loads	0,3

NOTE: Table A.3 should be used with Expression (6.11b) in EN 1990, 6.4.3.3.

### 3.5.3 Maanjäristystilanteiden kuormayhdistelmät

Maanjäristystilanteen kuormitusyhdistelmässä kuormien vaikutusten yleinen muoto on esitetty seuraavalla kaavalla 9.

$$E_d = E \cdot \{G_{k,j}; P; A_{Ed}; \psi_{2,i} \cdot Q_{k,i}\} \quad j \geq 1; i \geq 1 \quad (9)$$

, jossa

$E_d$  = kuormien vaikutuksen mitoitusarvo

$E$  = kuormien vaikutus

Edellisen kaavan sulkulausekkeen kuormayhdistelmä voidaan esittää seuraavasti kaavalla 10.

$$\sum_{j \geq 1} G_{k,j} + P + A_{Ed} + \sum_{i \geq 1} \psi_{2,i} \cdot Q_{k,i} \quad (10)$$

SFS-EN 1991-4:ssä on maanjäristystilanteissa huomioon otettavat kuormitukset esitetty seuraavan taulukon 8 avulla. Huomioon on aina otettava rakenteen oma paino sekä mahdolliset pakkosiirtymät ja pakkokuormat. Kuormat määritetään erikseen täydelle ja tyhjälle siilolle.

**Taulukko 8 Kuormitusluokissa AAC 2 ja AAC 3 huomioon otettavat seismiset murtorajatilien suunnittelutilanteet ja kuormitusyhdistelyt (SFS-EN 1991-4, s. 77)**

Short title	Design situation / Leading variable action	Permanent actions		Leading seismic action		Accompanying variable action 1 (main)		Accompanying variable action 2		Accompanying variable action 3, 4, etc.	
		Description		Description		Description	$\psi_{2,1}$	Description	$\psi_{2,2}$	Description	$\psi_{2,3}$ $\psi_{2,4}$ etc
SF	Seismic action and full silo	Self weight		Seismic action (earthquake)		Solids filling, full silo	0,8	Imposed deformation	0,3	Imposed loads	0,3
SE	Seismic action and empty silo	Self weight		Seismic action (earthquake)		Solids, empty silo	0,8	Imposed deformation	0,3	Imposed loads	0,3
NOTE: Table A.4 should be used with Expression (6.12b) in EN 1990, 6.4.3.4 and those of EN 1998-1 and EN 1998-4.											

SFS-EN 1991-4 mukaan voidaan maanjäristyskuormia määritettäessä käyttää normaalien tyhjennys- ja täyttökuormien määrittelyssä sisällön keskimääräisiä arvoja reunakitkakertoimeen  $\mu$ , vaakapainekertoimeen  $K$  sekä suppilon keskipainesuhteen  $F$  osalta. Laaditussa mitoitusohjelmassa käytetään kuitenkin yksinkertaisuuden vuoksi samoja kuormia, kuin normaalissakin mitoituksessa.

#### 4 SIILOJEN LUJUUSLASKENTA

Siilojen rakenteiden mitoitus voidaan tehdä esimerkiksi Eurocoden mukaan. Eurocoden lukuisista standardeista siilojen mitoitukseen tärkeimpiä ovat yleiset ja rakennuksia koskevat säännöt sisältävän standardin SFS-EN 1993-1-1 lisäksi siilojen mitoitusstandardi SFS-EN 1993-4-1 sekä kuorirakenteita koskevat täydentävät säännöt SFS-EN 1993-1-6. Varsinkin suurissa seuraamusluokan 3 siiloissa suositellaan aina jonkin numeerisen menetelmän, esimerkiksi elementtimenetelmän, käyttämistä mitoituksessa. Seuraamusluokan 2 siiloja voidaan mitoittaa kalvoteorian avulla seuraavissa tapauksissa [SFS-EN 1993-4-1, s. 28]:

- kuormat ovat symmetrisiä tai muuttuvat tasaisesti siilon kehällä
- epäsymmetriset kuormat aiheutuvat tuulesta, perustusten asettumisesta tai paikalliset kuormat vaihtelevat pehmeästi siilon kehällä
- siilon lieriön ja kartion liitosalueen paikalliset taivutusjännitykset arvioidaan erikseen

Seuraavaan taulukkoon 9 on koottu suuntaa antavaa tietoa laskentamenetelmän valitsemiseksi.

**Taulukko 9 Laskentamenetelmän valinta, opastava**

	Kalvoteoria	Taivutusteoria	Lineaarinen elementti-menetelmä	Epälineaarinen elementti-menetelmä
Seuraamusluokka 3	-	-	X	X 3)
Seuraamusluokka 2	X 1)	X	X 2)	X 3)
Seuraamusluokka 1	X	-	-	-

1) Standardin SFS-EN 1993-4-1 ehtojen täytyessä

2) Selvästi epäsymmetriset kuormitukset

3) Siilovaurioiden selvitys tai siilorakenteen optimointi



#### 4.1 Mitoitusperiaatteet ja rajatilat

Siilojen mitoituksessa tulee varmistua siilorakenteen riittävästä lujuudesta ja rakenteen toimivuudesta. Näitä kahta erikseen tarkastettavaa pääasiaa edustavat murto- ja käyttörajatila. Rajatila määritellään standardissa SFS-EN 1990 seuraavasti: ”Rajatilat ovat tiloja, joiden ylittymisen jälkeen rakenne ei enää täytä asianomaista mitoituskriteeriä”. Murtorajatilan tapauksessa tarkistetaan rakenteen murtumiseen liittyvän mitoituskriteerin täyttyminen. Käyttörajatilassa taas varmistutaan siitä, että rakenne säilyy käyttökelpoisena. Jos voidaan osoittaa että toisen rajatilan tarkistaminen täyttää myös toisen rajatilan mitoituskriteerit, voidaan toinen tarkistus jättää suorittamatta.

Murtorajatiloiksi luokitellaan kaikki ihmisen turvallisuuteen ja rakenteen varmuuteen liittyvät rajatilat [SFS-EN 1990, kohta 3.3]. Murtorajatiloja voivat olla esimerkiksi seuraavat:

- jäykkänä kappaleen tarkasteltavan rakenteen tai sen osan tasapainon menetys
- liian suureksi kasvaneen siirtymätilan aiheuttama rakenteen tai sen osan muuttuminen mekanismiksi, katkeaminen tai stabiiliuden menetys
- väsymisen tai muun ajasta riippuvan vaikutuksen aiheuttama vaurio

Käyttörajatiloiksi luokitellaan rajatilat, jotka liittyvät rakenteen toimintaan normaalikäytössä, ihmisten mukavuuteen ja rakennuskohteen ulkonäköön. Ulkonäöllä tarkoitetaan esimerkiksi normaalikäytön aiheuttamaa rakenteen tai sen osien taipumaa. Käyttörajatiloissa tarkastetaan siis:

- **siirtymiä**, jotka vaikuttavat ulkonäköön, käyttäjien mukavuuteen tai kokonaisrakenteen toimivuuteen
- **värähtelyitä**, jotka vaikuttavat käyttäjien mukavuuteen tai rajoittavat rakenteen käyttöä
- **vaurioita**, jotka vaikuttavat heikentävästi ulkonäköön, säilyvyyteen tai rakenteen toimivuuteen

#### 4.2 Osavarmuusluvut kestävyyksille

Eri mitoitustilanteissa on käytettävä siihen liittyvää kestävyys osavarmuuslukua, jotka määritellään standardissa SFS-EN 1993-4-1. Kansallisessa liitteessä voidaan määritellä kussakin maassa sovellettavat osavarmuudet. Kestävyyden osavarmuusluvut on esitetty seuraavassa taulukossa 10.

**Taulukko 10 Kestävyyden osavarmuusluvut [SFS-EN 1993-4-1, s. 23]**

Murtumismuotoon liittyvä kestävyys	Kyseeseen tuleva $\gamma$ :n arvo	Suositeltu arvo
Hitsaamalla tai ruuveilla kiinnitetyn kuoren seinämän kestävyys plastisen rajatilan suhteen	$\gamma_{M0}$	1,00
Kuoren seinämän kestävyys stabiiliuden suhteen	$\gamma_{M1}$	1,10
Hitsaamalla tai ruuveilla kiinnitettyjen kuoren seinämien kiinnitysten kestävyys murtumisen suhteen	$\gamma_{M2}$	1,25
Kuoren seinämän kestävyys syklisen plastisoitumisen suhteen	$\gamma_{M4}$	1,00
Kiinnitysten kestävyys	$\gamma_{M5}$	1,25
Kuoren seinämän kestävyys väsymisen suhteen	$\gamma_{M6}$	1,10

#### 4.3 Siilon lieriön mitoitus

Siilon lieriöosan mitoitus on yksinkertaisimmillaan, kun käytetään kuoriteoriaa. Tällöin siilon rakenne ja kuormitukset eivät aiheuta mitoitettavaan osaan merkittäviä taivutusjännityksiä. Kaksiulotteisen jännitystilän vertailujännitys  $\sigma_{e,Ed}$  voidaan määrittää seuraavalla kaavalla 11.

$$\sigma_{e,Ed} = \frac{1}{t} \sqrt{n_{x,Ed}^2 + n_{\theta,Ed}^2 - n_{x,Ed} \cdot n_{\theta,Ed} + 3 \cdot n_{x\theta,Ed}^2} \quad (11)$$

, jossa

$t$  = seinämän paksuus

$n_{x,Ed}$  = lieriön pituussuuntainen kalvojännitysresultantti lieriön yksikkökehänpituutta kohti

$n_{\theta,Ed}$  = lieriön kehänsuuntainen kalvojännitysresultantti lieriön yksikkökorkeutta kohti

#### 4.3.1 Plastisoitumiseen perustuva rajatila

Kalvojännityksien vertailuarvo täytyy tarkastaa koskien sekä hitsattuja että ruuviliitoksia. Sallittu jännitys  $f_{e,Rd}$  määritetään kaavalla 12. Jos siilon rakenteissa käytetään päällekkäisliitoksia, on niiden kestävyys tarkistettava kaavalla 13 käyttämällä kuvan 11 mukaisia liitoksen tehokkuuslukuja. Täysin jatkuvin pienahitseihin liitoksiin voidaan soveltaa suoraan taulukon antamaa arvoa  $j_i$ . Osittain hitsatuissa liitoksissa arvoa on pienennettävä.

$$f_{e,Rd} = f_y / \gamma_{M0} \quad (12)$$

$$f_{e,Rd} = j \cdot f_y / \gamma_{M0} \quad (13)$$

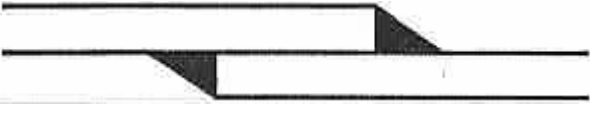
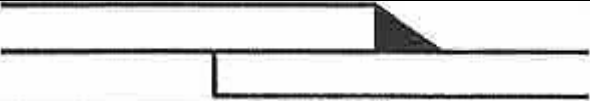
, joissa

$f_y$  = rakenneaineen myötölujuus

$\gamma_{M0}$  = osavarmuusluku

$j$  = liitoksen tehokkuusluku

**Taulukko 11 Hitsattujen päällekkäisliitosten liitostehokkuus  $j$  [SFS-EN 1993-4-1, s. 38]**

Liitostyyppi	Kuvaus	$j_i$ :n arvo
Kaksipuolinen hitsattu päällekkäisliitos		$j_1 = 1,0$
Yksipuolinen hitsattu päällekkäisliitos		$j_2 = 0,35$

Siilon lieriössä tulee siis tarkistaa jokaisen liitoksen kestävyys vertaamalla kaavalla 11 määritettyä vertailujännitystä kaavojen 12 ja 13 avulla laskettuun sallittuun jännitykseen. Rakenteen jokaisessa kohdassa täytyy seuraavan ehdon 14 täyttyä.

$$\sigma_{e,Ed} \leq f_{e,Rd} \quad (14)$$

#### 4.3.2 Lommahdus

Siilon seinämässä esiintyvän puristusjännityksen aiheuttama lommahduskestävyys on tarkistettava jokaisessa kohdassa siiloa. Lommahduskestävyyden määrittämisessä on otettava huomioon siilolle määritetty valmistustoleranssi, taattu yhtäaikainen sisäinen paine ja puristusjännityksen tasaisuus kehän suunnassa. Laskennan merkintöjen yksinkertaistamiseksi käytetään lommahduslaskelmissa puristavien jännitysten yhteydessä positiivisia arvoja.

Valmistustoleranssi ja sen mukainen laatuparametri  $Q$  vaikuttaa merkittävästi seinämän puristuskestävyyteen. Siilon tilaajan ja suunnittelijan on määritettävä laatuparametrin arvo. Määrittämisessä on otettava huomioon sen korottamisen myötä mahdollisesti

kasvavat valmistuskustannukset. Suunnittelussa käytettävän laatuparametri on luonnollisesti saatettava myös valmistajan tietoon ja laatua on myös valvottava asianmukaisesti. Siilon suunnittelussa käytetty seuraamusluokka asettaa myös omat vaatimukset valittavalle valmistustoleranssiluokalle. Valmistustoleranssien laatuluokat, laskennassa käytettävä laatuparametri sekä rajoitukset on esitetty taulukossa 12.

**Taulukko 12 Valmistustoleranssin laatuluokat [SFS-EN 1993-4-1, s. 39]**

<b>Rakenteen valmistustoleranssin laatuluokka</b>	<b>Laatuparametri, <math>Q</math></b>	<b>Seuraamusluokan rajoitus</b>
Normaali	16	Pakollinen, kun siilo on suunniteltu seuraamusluokan 1 sääntöjen mukaisesti.
Korkea	25	
Erinomainen	40	Sallittu vain, kun siilo on suunniteltu seuraamusluokan 3 sääntöjen mukaisesti.

Määritetyn laatuparametrin  $Q$  avulla lasketaan edustava epätäydellisyys amplitudi  $w_{ok}$  käyttäen kaavaa 15.

$$w_{ok} = \frac{t}{Q} \sqrt{\frac{r}{t}} \quad (15)$$

, jossa

$t$  = seinämän paksuus  
 $Q$  = laatuparametri

$r$  = lieriön säde

Lommahduslaskennassa tarvittavat epätäydellisyysalennuskertoimet  $\alpha_o$ ,  $\alpha_{pe}$  ja  $\alpha_{pp}$  määritetään käyttämällä kaavoja 16...22. Ensiksi määritettävä paineeton elastinen epätäydellisyysalennuskertoimen  $\alpha_o$  on perustana myös paineelliselle elastiselle epätäydellisyysalennuskertoimelle  $\alpha_{pe}$ .

$$\alpha_o = \frac{0,62}{1 + 1,91 \cdot \psi \cdot \left( \frac{w_{ok}}{t} \right)^{1,44}} \quad (16)$$

, jossa

$\psi$  = jännityksen epätasaisuutta kuvaava parametri

Elastisen paineistetun epätäydellisyysalennuskertoimen  $\alpha_{pe}$  täytyy perustua tarkasteltavan kohdan pienimpään taattuun sisäisen paineen arvoon  $p_s$  ottaen huomioon esimerkiksi sisällön ominaisuuksien ja täytön vaihtelut.

$$\overline{p_s} = \frac{p_s \cdot r}{t \cdot \sigma_{x,Rcr}} \quad (17)$$

$$\alpha_{pe} = \alpha_o + (1 - \alpha_o) \left( \frac{\overline{p_s}}{\overline{p_s} + \frac{0,3}{\sqrt{\alpha_o}}} \right) \quad (18)$$

, joissa

$p_s$  = pienin luotettava sisäisen paineen arvo

$\sigma_{x,Rcr}$  = kriittinen lommahdusjännitys (katso kaava 29)

Plastisen paineistetun epätäydellisyysalennuskertoimen  $\alpha_{pp}$  täytyy perustua tarkasteltavan kohdan suurimpaan paikalliseen sisäisen paineen arvoon  $p_g$ .

$$\overline{p_g} = \frac{p_g}{\sigma_{x,Rcr}} \cdot \frac{r}{t} \quad (19)$$

$$s = \left( \frac{1}{400} \right) \cdot \left( \frac{r}{t} \right) \quad (20)$$

$$\overline{\lambda_x}^2 = \frac{f_y}{\sigma_{x,Rcr}} \quad (21)$$

$$\alpha_{pp} = \left\{ 1 - \left( \frac{\overline{p_b}}{\overline{\lambda_x}^2} \right)^2 \right\} \cdot \left[ 1 - \frac{1}{1,12 + s^{3/2}} \right] \cdot \left[ \frac{s^2 + 1,21 \cdot \overline{\lambda_x}^2}{s \cdot (s + 1)} \right] \quad (22)$$

Kun siilo on sisäisesti paineistettu, elastiseksi epätäydellisyysalennuskertoimeksi  $\alpha$  on valittava pienempi arvoista  $\alpha_{pe}$  ja  $\alpha_{pp}$ . Laskennassa käytettävä elastinen epätäydellisyysalennuskertoimen  $\alpha$  määritetään taulukon 13 mukaisesti.

**Taulukko 13 Elastisen epätäydellisyysalennuskertoimen  $\alpha$  määrittäminen**

$\alpha =$	Sisäistä painetta $p$ ei oteta huomioon	Sisäinen paine $p$ otetaan huomioon
Siilon seuraamusluokka 1	$\min(\alpha_0, \alpha_{pe}, \alpha_{pp})$	
Siilon seuraamusluokka 2 / 3	$\alpha_0$	$\min(\alpha_{pe}, \alpha_{pp})$

Puristavan jännityksen ollessa tasaisesti jakautunut, saa jännityksen epätasaisuutta kuvaava parametri  $\psi$  arvon 1. Kuormituksen ollessa epätasainen, määritetään ensin ekvivalentti harmoninen jännitysjakautuma  $j$  ja sitten  $\psi$ :n arvo seuraavilla kaavoilla

25...28. Tarvittavat jännitykset lieriön kehällä kohdissa  $-\Delta\theta$  ja  $+\Delta\theta$  määritetään kuvan 11 mukaan.  $\Delta\theta$ tä vastaava etäisyys  $y$  lieriön pintaa pitkin määritetään kaavalla 23. Rajoituksena  $j$ :n määrittämisessä on jännityssuhde  $s$ , jonka tulee olla välillä  $0,3 < s < 1,0$ . Mikäli jännityssuhteen ehto ei toteudu, täytyy  $\Delta\theta$ tä vastaava etäisyys  $y$  lieriön pintaa pitkin valita niin, että jännityssuhde  $s$  on likimain 0,5.

$$y = r \cdot \Delta\theta = 4\sqrt{r \cdot t} \quad (23)$$

$$s = \left( \frac{\sigma_{x1,Ed}}{\sigma_{x0,Ed}} \right) \quad , \text{ehto: } 0,3 < s < 1,0 \quad (24)$$

$$j = 0,25 \cdot \sqrt{\frac{r}{t}} \cdot \arccos\left( \frac{\sigma_{x1,Ed}}{\sigma_{x0,Ed}} \right) \quad (25)$$

$$b_1 = 0,5\sqrt{\frac{t}{r}} \quad (26)$$

$$b_2 = \frac{(1-b_1)}{\psi_b} - 1 \quad (27)$$

$$\psi = \frac{1-b_1 \cdot j}{1+b_2 \cdot j} \quad (28)$$

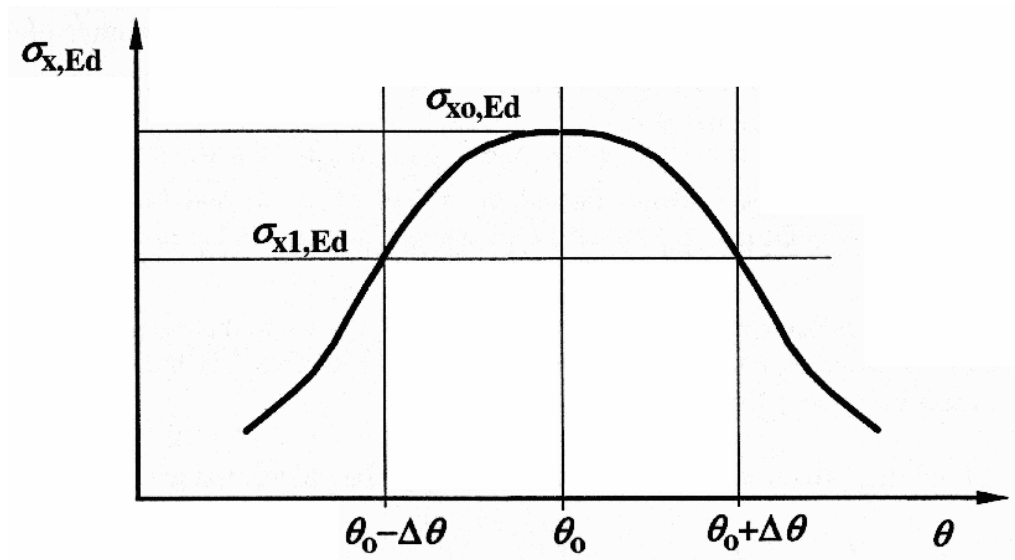
, joissa

$y$	=	etäisyys suurimman puristusjännityksen keskikohdasta lieriön kehällä
$\Delta\theta$	=	etäisyyttä $y$ vastaava kulma
$s$	=	puristusjännityksien suhde kohdissa $\theta_0$ ja $\theta_0 \pm \Delta\theta$
$j$	=	ekvivalentti harmoninen puristuskalvojännitysten vaihtelu
$b_1, b_2$	=	kerroin
$\sigma_{x0,Ed}$	=	suurin puristuskalvojännitys, kohdassa $\theta_0$
$\sigma_{x1,Ed}$	=	puristuskalvojännitys etäisyydellä $y$ kohdasta $\theta_0$



$\psi_b$  = jännityksen epätasaisuutta kuvaava parametri globaalin taivutuksen tapauksessa (suositeltu arvo on 0,4)

Muut lyhenteet on esitelty aiemmin.



**Kuva 11 Puristuskalvojännityksen paikallisen jakaantumisen määrittämisessä käytetyt merkinnät (SFS-EN 1993-4-1, s. 41)**

Puristusjännityksen vaihtelua kuvaavan  $j$ :n arvoksi voidaan valita  $j_\infty = 1/b_I$ , jos rakenteessa virheet eivät aiheuta kriittisen lommahduskestävyyden alentumista. Mikäli  $j$ :n arvoksi saadaan kaavalla 25 suurempi kuin  $j_\infty$ , pitää se rajoittaa arvoon  $j = j_\infty$ .

Kriittinen lommahdusjännitys  $\sigma_{x,Rcr}$  isotrooppisessa lieriön seinämässä määritetään kaavalla 29. Tätä teoreettista arvoa ei saa koskaan käyttää itse mitoituksessa, koska se ei ota huomioon valmistuksen epätarkkuuksia.

$$\sigma_{x,Rcr} = \frac{E}{\sqrt{3 \cdot (1 - \nu^2)}} \cdot \frac{t}{r} = 0,605 \cdot E \cdot \frac{t}{r} \quad (29)$$

, jossa

$E$  = kimmokerroin  
 $\nu$  = suppeumaluku eli Poisson'n vakio

Karakteristinen lommahdusjännitys  $\sigma_{x,Rk}$  määritetään kaavalla 30.

$$\sigma_{x,Rk} = \chi_x \cdot f_y \quad (30)$$

, jossa

$\chi_x$  = lommahdusjännityksen pienennystekijä

Lommahdusjännityksen pienennystekijä  $\chi_x$  määritetään lieriön seinämän suhteellisen hoikkeuden  $\overline{\lambda}_x$  funktiona käyttämällä kaavoja 31...33 ja taulukkoa 14. Taulukossa käytetyn kertoimen  $\eta$  arvo on 1, ellei kansallisessa liitteessä ole toisin määritelty.

$$\overline{\lambda}_x = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{x,Rcr}}} \quad (31)$$

$$\overline{\lambda}_0 = 0,2 \quad (32)$$

$$\overline{\lambda}_p = \sqrt{\frac{\alpha}{1-\beta}} \quad (33)$$

, jossa

$\alpha$  = aiemmin valittu epätäydellisyysalennuskerroin  
 $\beta$  = kerroin, (suositeltu arvo  $\beta = 0,6$ , voidaan määrittää kansallisessa liitteessä)

**Taulukko 14 Lommahdusjännityksen pienennystekijän määrittäminen levykentän hoikkeuden perusteella**

Levyrakenteen tyyppi			Hoikka rakenne
Hallitseva lommahdustyyppi	Ei lommahda	Elastis-plastinen lommahdus	Elastinen lommahdus
Suhteellinen hoikkuus $\overline{\lambda}_x$ verrattuna raja-arvoihin $\overline{\lambda}_0$ ja $\overline{\lambda}_p$	$\overline{\lambda}_x \leq \overline{\lambda}_0$	$\overline{\lambda}_0 < \overline{\lambda}_x < \overline{\lambda}_p$	$\overline{\lambda}_p \leq \overline{\lambda}_x$
Lommahduksen alennuskerroin	$\chi_x = 1$	$\chi_x = 1 - \beta \left( \frac{\overline{\lambda}_x - \overline{\lambda}_0}{\overline{\lambda}_p - \overline{\lambda}_0} \right)^\eta$	$\chi_x = \frac{\alpha}{\overline{\lambda}_x^2}$

Suunnittelulomahduskalvojen jännitys  $\sigma_{x,Rd}$  määritetään karakteristisen lommahdusjännityksen  $\sigma_{x,Rk}$  ja osavarmuusluvun  $\gamma_{M1}$  avulla käyttäen kaavaa 34.

$$\sigma_{x,Rd} = \sigma_{x,Rk} / \gamma_{M1} \quad (34)$$

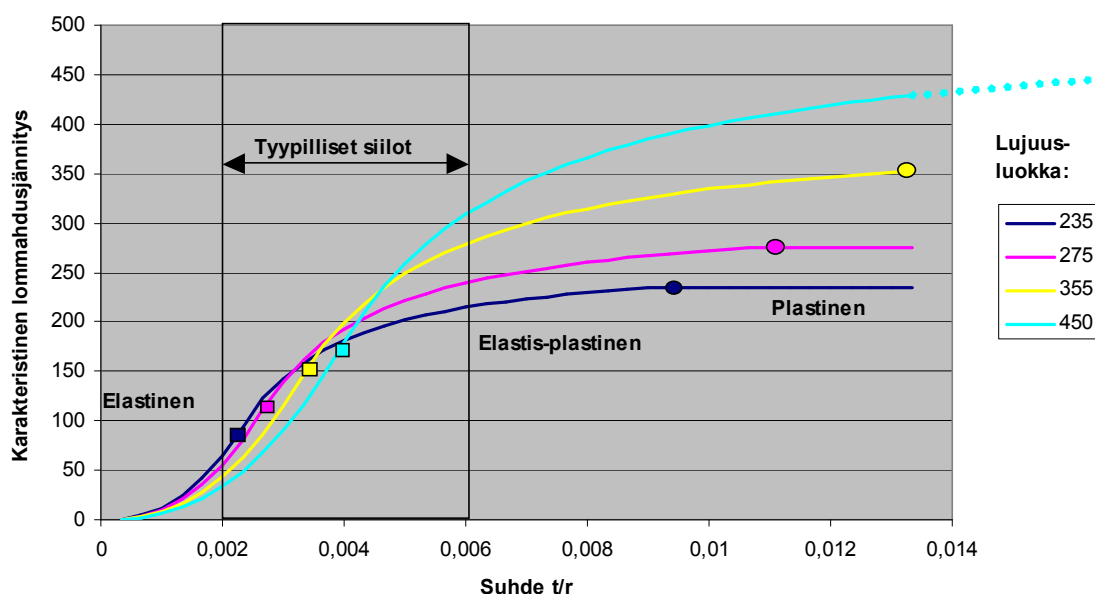
Siilon seinämän lommahduskestävyyden tulee jokaisessa kohdassa täyttää seuraava ehto 35.

$$n_{x,Ed} \leq t \cdot \sigma_{x,Rd} \quad (35)$$

, jossa

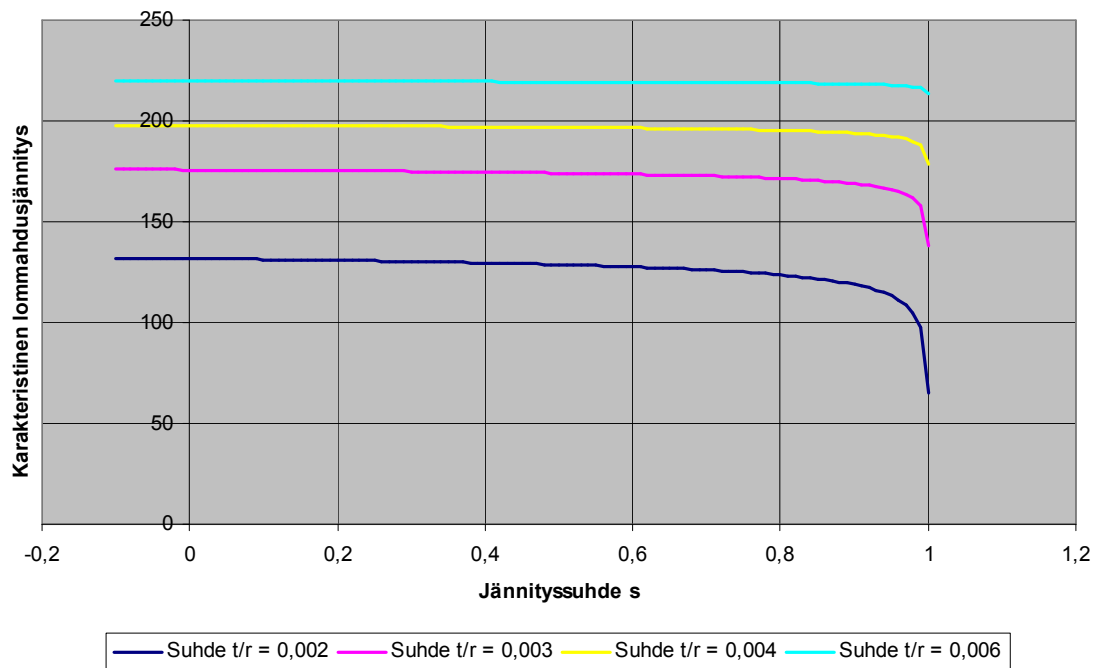
$n_{x,Ed}$  = esiintyvän pituussuuntaisen puristuskalvojen jännitysresultantin mitoitusarvo yksikköpituutta kohti

Rakenneaineen lujuusluokan ja siten myös myötölujuuden kasvattaminen ei välttämättä vaikuta rakenteen kestävyysparantavasti. Asia käy selville kuvasta 12, jossa on määritetty karakteristinen lommahdusjännitys  $\sigma_{x,Rk}$  lieriörakenteelle standardin SFS-EN 1993-4-1 mukaan. Kuvan määrittämisessä on käytetty laatuparametria  $Q = 25$ , eikä sisäisen paineen vaikutusta ole otettu huomioon. Kuvaan on merkitty neliöllä täysin elastisen ja elastis-plastisen lommahduksen rajakohta sekä ympyrällä kohta, jonka jälkeen levykenttä ei enää lommahda. Usein teräksisten siilorakenteiden lieriön seinämän  $t$  ja säteen  $r$  suhde on välillä 0,002 – 0,006.



**Kuva 12 Lujuusluokan vaikutus lieriön seinämän stabiileettiin puristusjännityksen tapauksessa on rajallinen.**

Seuraavassa kuvassa 13 on vertailtu karakteristista lommahdusjännitystä  $\sigma_{x,Rk}$  muuttamalla puristusjännitysten suhdetta  $s$ . Merkille pantavaa on lommahdusjännityksen kasvaminen nopeasti heti, kun jännityssuhde  $s$  poikkeaa alaspäin arvosta 1,0. Erityisen voimakas muutos havaitaan, kun lieriön seinämän  $t$  ja säteen  $r$  suhde on pieni eli kyseessä on hoikka levyrakenne.



**Kuva 13 Puristusjännityssuhteen  $s$  vaihtelun vaikutus karakteristiseen lommahdusjännitykseen**

Sisäisen paineen ja leikkausjännitysten aiheuttaman lommahtamisen tarkastelu sivuutetaan tässä yhteydessä. Tarvittavat mitoitusohjeet löytyvät SFS-EN 1993-4-1 kappaleista 5.3.2.5 ja 5.3.2.6. Mainittakoon kuitenkin, että pituussuuntaisen, kehänsuuntaisen sekä leikkauskalvojen jännitysten yhteisvaikusta ei tarvitse ottaa huomioon, kunhan yksittäisen lommahduskestävyyden käyttöaste on enintään 20%.

#### 4.3.3 Väsyminen

Väsyminen johtuu vaihtelevasta kuormituksesta tai värähtelyistä. Väsymisellä tarkoitetaan nimenomaan ei myötörajan ylittäviä jännitysvaihteluita (engl. ”high-cycle fatigue”). Väsymistarkastelu tulee tehdä, jos kuormitukset voivat aiheuttaa rakenteen väsymistä. Seuraamusluokan 3 siiloille väsymistarkastelu tehdään standardin SFS-EN 1993-1-6 mukaan. Seuraamusluokan 2 siiloille tulisi tehdä väsymistarkastelu, jos

täyttö/tyhjennys -sykliä ylittää arvon  $N_f$ . Suositusarvo  $N_f$ lle on 10000, mutta se voidaan määrittää kansallisessa liitteessä.

#### 4.3.4 Vaihtoplastisoituminen

Vaihtoplastisoitumisella tarkoitetaan rakenteen osan plastista muodonmuutosta, joka riittävän monta kertaa tapahtuttuaan johtaa murtumaan. Ilmiöstä käytetään myös englanninkielistä termiä ”low-cycle fatigue” eli myötöväsyminen. Siilojen mitoituksessa vaihtoplastisoituminen tulee tarkastella seuraamusluokan 3 siiloille rakenteen epäjatkuvuuskohdissa, paikallisten rengasjäykisteiden lähellä sekä kiinnikkeiden lähellä.

#### 4.4 Siilon suppilon mitoitus

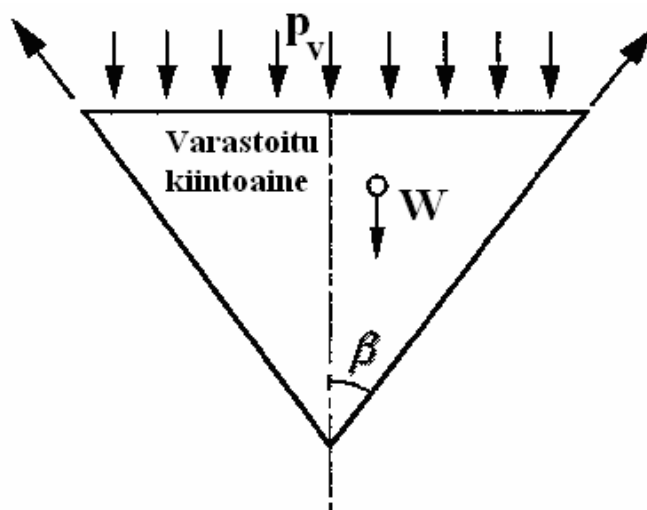
Tässä esitettyjä standardin SFS-EN 1993-4-1 mukaisia suppilon mitoitusohjeita voidaan soveltaa, kun kartion puolikkaan kaltevuuskulma on välillä  $0^\circ < \beta < 70^\circ$ . Suppilon mitoituksessa on tarkistettava seuraavat asiat:

- suppilon murtolujuus siilon sisäisen pystysuuntaisen paineen ja suppilon seinäkitkan aiheuttamaa vetojännitystä vastaan
- lieriön ja suppilon liitoskohdan paikallisesta taivutuksesta johtuva myötäminen (vaihtoplastisoituminen)
- väsymiskestävyys
- liitosten kestävyys
- poikittaisten kuormien aiheuttama kartion lommahdus
- paikalliset vaikutukset

Mitoituksen yksinkertaistamiseksi seuraamusluokassa 1 voidaan vaihtoplastisoitumisen ja väsymisen tarkastus jättää tekemättä, jos seuraavat kaksi ehtoa täyttyy:

- Liitoskohdan mitoituksessa murtuman varalta käytetään korotettua osavarmuuslukua  $\gamma_{M0} = \gamma_{M0g}$ . Osavarmuusluku voidaan määrittää kansallisessa liitteessä. SFS-EN 1993-4-1:n antama suositus  $\gamma_{M0g}$ :n arvoksi on 1,4.
- Lähelle liitoskohtaa ei ole kiinnitetty paikallisia siilon pituussuuntaisia jäykisteitä tai siilon tuentoja.

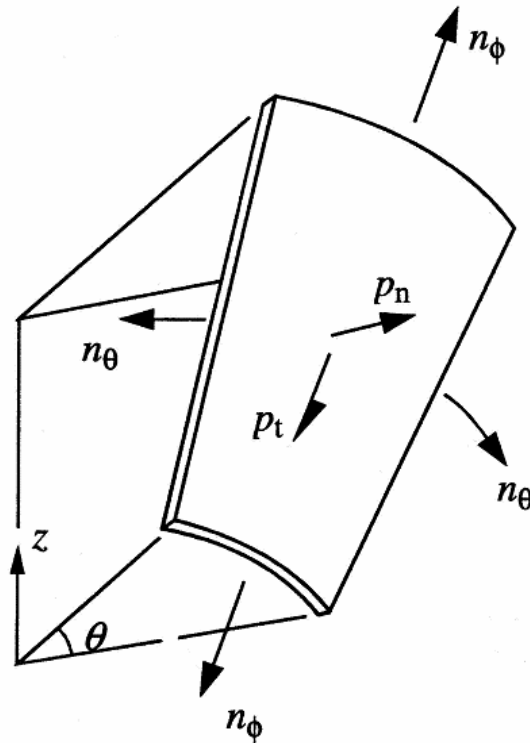
Siilon suppiloon vaikuttavat kuormitukset sekä tukireaktiot on kuvattu yksinkertaisesti kuvassa 14. Pystysuuntaiset kuormitukset aiheutuvat pääasiassa kartiossa olevan kiintoaineen painosta  $W$  sekä lieriöosan kiintoaineen aiheuttamasta pystysuuntaisesta paineesta  $p_v$ . Lisäksi kalvovoimaa voi aiheuttaa kartioon kohdistuvien vaakavoimien aiheuttama taivutusmomentti. Viivamainen reaktiokalvovoima  $n_{\phi h, Ed}$  muodostuu kartion seinämään, josta voimat siirtyvät edelleen lieriöön ja/tai siilon tukirakenteisiin.



**Kuva 14 Suppilo ja siihen vaikuttavat voimat [SFS-EN 1993-4-1, s. 108]**

Levystä valmistetun kartion varsinainen mitoitus tapahtuu kuorirakenteena, johon kohdistuu sekä pituus- että kehänsuuntaisia rasituksia. Kuvan 15 mukaan

pituussuuntaisia rasituksia kuvataan lyhenteellä  $n_\phi$  ja kehänsuuntaisia merkinnällä  $n_\theta$ . Rasitukset voidaan kuvata aiheutuvan myös kitkavoimista  $p_t$  sekä painevoimasta  $p_n$ .



**Kuva 15 Kartiomaisen suppilon kuoren segmentti, jossa näytetty siihen kohdistuvat kalvoteorian mukaiset kuormitukset ja reaktiot [SFS-EN 1993-4-1, s. 67]**

Mitoituksessa tulee ottaa huomioon eri kuormitustapausten aiheuttamat erilaiset kuormitukset. Koska suppilon murtuma voi laajentua hyvin nopeasti eikä se yleisesti ole sitkeä, on seinämän jokaisen kohdan kestettävä vaativimmatkin mitoitusolot.

#### 4.5 Siilon lieriön ja kartion liitosalueen mitoitus

Liitosalueen murtolujuus on tarkastettava kriittisissä kohdissa eli lieriön ja suppilon liitoskohdassa ja levynpaksuuden muutoskohdissa. Ruuviliitos tulee myös tarkastaa, jos sellaista on käytetty. Jos silo on tuettu läheltä lieriön ja suppilon liitosaluetta erillisillä



tuilla, on tukien paikalliset vaikutukset arvioitava erikseen soveltamalla tasaisesti jakautuneen kuormituksen laskentaohjeita tai käyttämällä elementtimenetelmää. Paikallisten tukien vaikutukset voidaan jättää tarkastelematta seuraamusluokan 1 siiloille.

#### 4.5.1 Siilon lieriön ja kartion murtolujuus

Kun symmetristä suppiloa kuormittaa pelkästään sisällön paino ja kiintoaineen virtauksesta aiheutuvat kuormat, voidaan tarkasteltavaa kohtaa rasittava viivakuorma määrittää kaavalla 36.

$$n_{\phi h, Ed} = g_{asym} \cdot n_{\phi h, Ed, s} \quad (36)$$

, jossa

$$\begin{aligned} g_{asym} &= \text{epäsymmetrisen jännityksen suurennuskerroin} \\ n_{\phi h, Ed, s} &= \text{pystysuuntaisen viivakuorman suunnittelu-arvo suppilon yläosassa, kun kuormitus oletetaan täysin symmetrisiksi} \end{aligned}$$

Suppilon epäsymmetristä kuormitusta kuvaava kerroin  $g_{asym}$  on SFS-EN 1993-4-1 mukaan 1,2. Kansallisissa liitteissä voidaan valita toinen arvo. Seuraamusluokan 2 siilon suppilolle pitäisi lisäksi tehdä elastinen taivutusanalyysi, jos sitä kuormittaa myös muita kuormia. Ne voivat aiheutua esimerkiksi erillistuennoista, syöttimistä, kiinnitetyistä rakenteen osista tai epäsymmetrisestä suppiloon kohdistuvasta paineesta. Suppilon seinämän yläosassa esiintyvä kalvoviivakuorma voidaan määrittää Rotterin mukaan seuraavalla kaavalla 37. Kaavan merkintä on muutettu tässä yhteydessä standardin merkintää vastaavaksi.

$$n_{\phi h, Ed, s} = \gamma_F \cdot \left( p_{vft} + \frac{\gamma \cdot h_h}{3} \right) \cdot \left( \frac{h_h}{2} \right) \cdot \sec \beta \cdot \tan \beta \quad (37)$$

, jossa

$\gamma_F$	=	muuttuvan kuorman osavarmuusluku
$p_{vft}$	=	pystysuuntainen paine kiintoaineessa suppilon ja lieriön liitoksessa
$\gamma$	=	kiintoaineen tiheys
$h_h$	=	suppilon korkeus kuvitteelliseen leikkauspisteeseen
$\beta$	=	suppilon kartiokulman puolikas

Suunnittelulujuus  $n_{\phi h, Rd}$  suppilon liitoskohdassa määritetään seuraavalla kaavalla 38. Kaavassa käytetyn kertoimen  $k_r$  arvo voidaan määrittää kansallisessa liitteessä poikkeavaksi suosituksesta, joka on 0,9.

$$n_{\phi h, Rd} = \frac{k_r \cdot t \cdot f_u}{\gamma_{M2}} \quad (38)$$

, jossa

$k_r$	=	kerroin (suositeltu arvo on 0,9)
$t$	=	levyn paksuus
$f_u$	=	murtolujuus
$\gamma_{M2}$	=	hitsatun tai ruuvein kiinnitetyn seinämän osavarmuusluku murtumaa vastaan

Mitoitus on riittävä, kun suunnitteluviihakuorma on enintään suunnittelulujuuden suuruinen eli  $n_{\phi h, Ed} \leq n_{\phi h, Rd}$ .

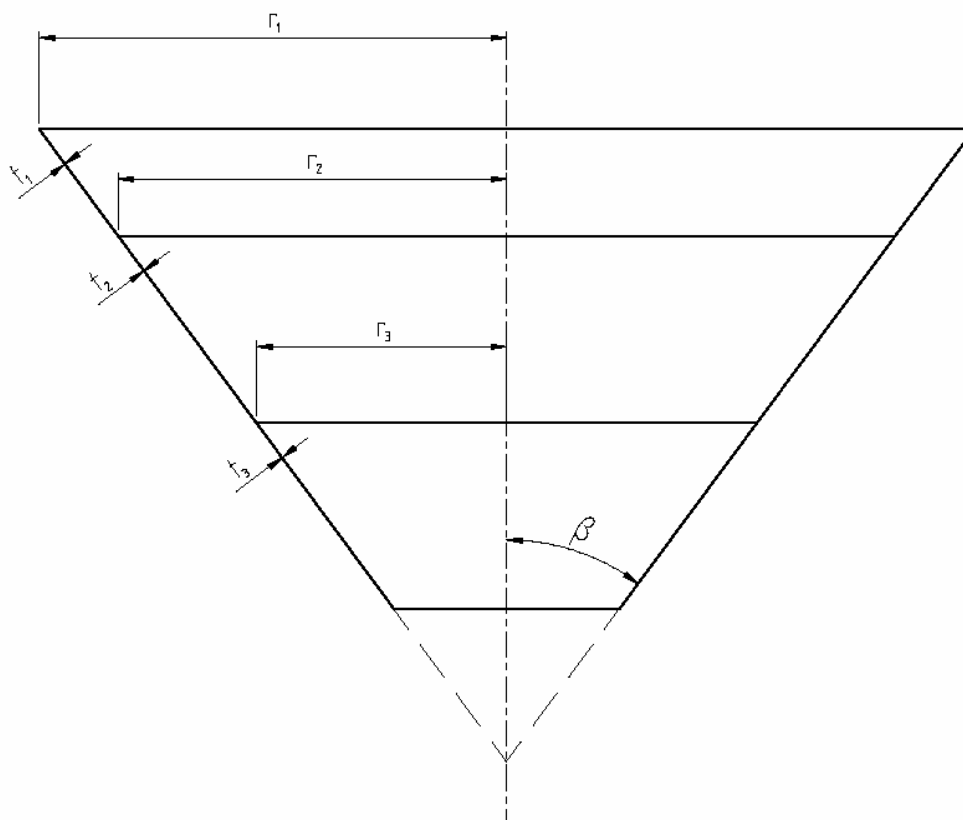
#### 4.5.2 Plastisen mekanismin tarkistaminen

Suppilon levynpaksuuksien muutoskohdissa sekä kartion ja lieriön liitoskohdassa on tarkistettava plastinen käyttäytyminen (kuva 16). Suunnittelulujuus määritetään seuraavalla kaavalla 39.

$$n_{\phi,Rd} = \left( \frac{r \cdot t \cdot f_y}{r - 2,4 \cdot \sqrt{\frac{r \cdot t}{\cos \beta}} \cdot \sin \beta} \right) \cdot \left( \frac{0,91 \cdot \mu + 0,27}{\mu + 0,15} \right) / \gamma_{M0} \quad (39)$$

, jossa

- $t$  = paikallinen levynpaksuus suppilossa
- $r$  = kartion säde tarkasteltavassa suppilon kohdassa
- $\beta$  = kartion puolikkaan kulma
- $\mu$  = seinäkitkakerroin suppilossa



**Kuva 16 Suppilon plastisen käyttäytymisen tarkistuskohdat eli suppilon yläreuna 1 sekä levynpaksuuksien muutoskohdat 2 ja 3**

Suppilon mitoitus on lieriön liitoskohdassa on riittävä, kun rakenteen jokainen kriittinen kohta täyttää ehdon  $n_{\phi,Ed} \leq n_{\phi,Rd}$ .

#### 4.5.3 Paikallinen plastinen muodonmuutos lieriön ja kartion liitoskohdassa

Vaihtoplastisoitumisen ja siitä seuraavan myötöväsymisen välttämiseksi on tarkastettava paikallinen taivutusjännitys lieriön ja kartion liitosalueella. Tarkistus voidaan jättää tekemättä seuraamusluokan 1 siiloille. SFS-EN 1993-4-1 suosittelee elementtimenetelmän käyttämistä, mutta antaa myös laskukaavoihin perustuvan menetelmän. Siinä määritetään tehollinen säteisvoima  $F_{e,Ed}$  ja liitoskohdassa vaikuttava taivutusmomentti  $M_{e,Ed}$ . Laskentamenettely on esitetty kaavojen 40...45 avulla.

$$x_c = 0,39 \cdot \sqrt{r \cdot t_c} \quad (40)$$

$$x_h = 0,39 \cdot \sqrt{\frac{r \cdot t_h}{\cos \beta}} \quad (41)$$

$$F_c = 2 \cdot x_c \cdot p_{nc} \quad (42)$$

$$F_h = 2 \cdot x_h \cdot (0,85 - 0,15 \cdot \mu \cdot \cot \beta) \cdot p_{nh} \quad (43)$$

$$F_{e,Ed} = n_{\phi h,Ed} \cdot \sin \beta - F_h - F_c \quad (44)$$

$$M_{e,Ed} = F_c \cdot x_c - F_h \cdot x_h \quad (45)$$

, joissa

$t_h$	=	paikallinen levynpaksuus suppilossa
$t_c$	=	paikallinen levynpaksuus lieriössä lähellä suppiloa
$r$	=	lieriön ja kartion liitoskohdan säde
$\beta$	=	kartion puolikkaan kulma
$\mu$	=	kitkakerroin suppilossa
$n_{\phi h,Ed}$	=	pituussuuntainen suunnittelukalvojäännitys suppilon yläosassa
$p_{nh}$	=	paikallinen normaalipaine suppilossa liitoskohdassa
$p_{nc}$	=	paikallinen normaalipaine lieriössä liitoskohdassa

Paikallinen taivutusjäännitys suppilon yläosassa määritetään seuraavilla laskentakaavoilla 46...52.

$$a_1 = t_s^{3/2} + t_c^{3/2} + \frac{t_h^{3/2}}{\sqrt{\cos \beta}} + \frac{A_{ep}}{\rho} \quad (46)$$

$$a_2 = t_s^2 - t_c^2 + t_h^2 \quad (47)$$

$$a_3 = t_s^{5/2} + t_c^{5/2} + t_h^{5/2} \cdot \sqrt{\cos \beta} \quad (48)$$

$$\Delta = 2 \cdot a_1 \cdot a_3 - a_2^2 \quad (49)$$

$$\rho = 0,78 \cdot \sqrt{r} \quad (50)$$

$$\eta = \sqrt{t_h \cdot \cos \beta} \quad (51)$$

$$\sigma_{b\phi h, Ed} = \left( \frac{6}{\Delta} \right) \cdot \{ (a_2 - 2 \cdot a_1 \cdot \eta) \cdot M_{e, Ed} - \rho \cdot (a_3 - a_2 \cdot \eta) \cdot F_{e, Ed} \} - \left( \frac{6}{t_h^2} \right) \cdot F_{e, Ed \cdot x_h} \quad (52)$$

, joissa

$t_h$	=	paikallinen levynpaksuus suppilossa
$t_c$	=	paikallinen levynpaksuus lieriössä lähellä suppiloa
$t_s$	=	paikallinen levynpaksuus mahdollisessa helmassa lähellä suppiloa
$A_{ep}$	=	liitosalueella mahdollisesti olevan renkaan poikkipinta-ala
$r$	=	lieriön ja kartion liitoskohdan säde

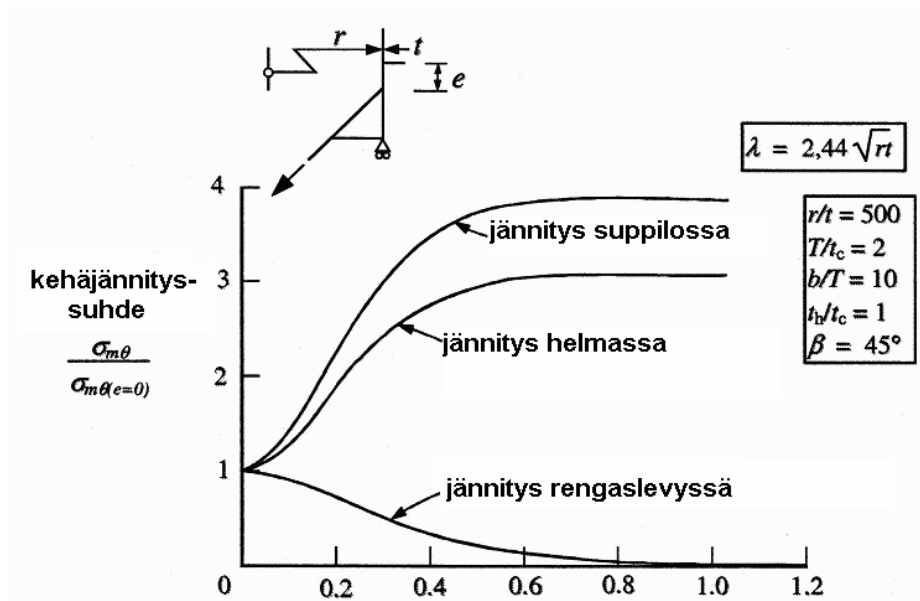
Mitoitus on riittävä, kun paikallinen taivutusjännitys ei ylitä mitoituslujuutta, joka määritetään jakamalla myötölujuus  $f_y$  osavarmuusluvulla  $\gamma_{M4}$ .

#### 4.6 Lieriön ja suppilon liitosalueen sekä tuentojen mitoitus

Siilorakenteiden yksi kriittisimmistä kohdista on lieriön ja kartion välinen liitosalue varsinkin kun siihen yhdistetään tuentarakenteet. Usein liitosalueelle laitetaan rakennetta tukemaan rengaslevy, joka estää liitosalueen puristumisen sisäänpäin. Erillistuntoja käytettäessä se voi olla myös osaltaan jakamassa paikallisia kuormia laajemmalle alueelle. Rengaslevyn suunnittelussa tulee tarkistaa seuraavat asiat:

- kehänsuuntaisen puristumisen aiheuttama plastinen kestävyys
- kehänsuuntaisen puristuksen aiheuttama lommahduskestävyys
- kestävyys paikallisen vedon tai puristuksen aiheuttamaa myötämistä vastaan
- tukien yläpuolisten alueiden kestävyys
- vääntökestävyys
- liitosten kestävyys

Rengaslevyn etäisyys  $e$  ei saisi ylittää arvoa  $0,2 \cdot \sqrt{r \cdot t}$ , jossa  $r$  liitoskohdan säde ja  $t$  on lieriössä käytetyn levyn paksuus. Mitä kauempana rengas sijaitsee liitoskohdasta, sitä tehottomampi se on liitosalueen vahvistamisessa. Kuvassa 17 on esitetty etäisyyden  $e$  vaikutus liitosalueen jännityksiin.

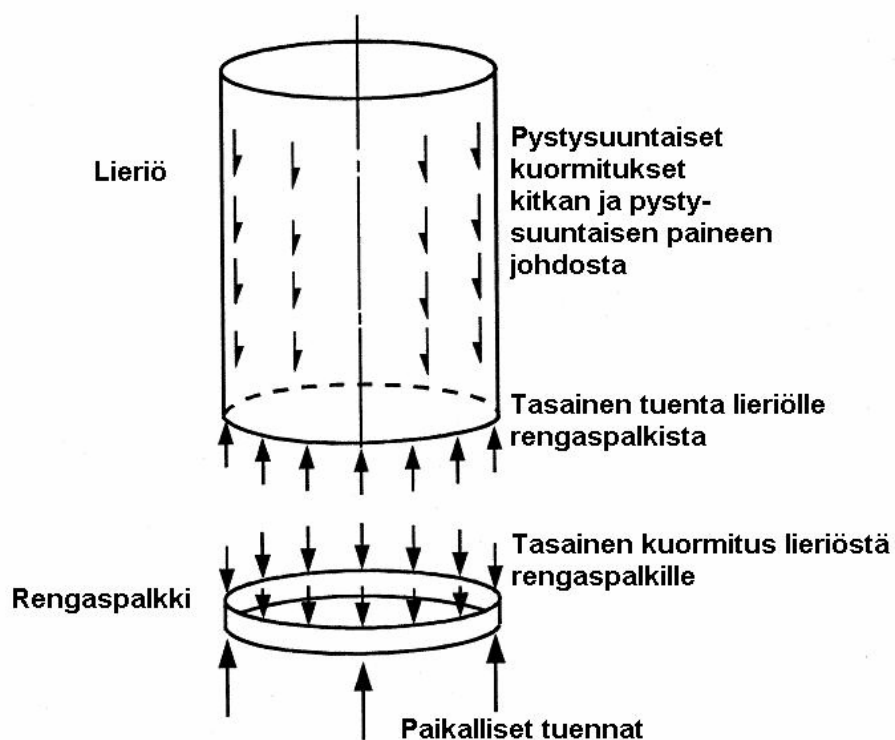


**Kuva 17 Rengaslevyn etäisyyden  $e$  vaikutus liitosalueen rakenneosien jännityksiin [SFS-EN 1993-4-1, s. 79]**

#### 4.6.1 Tasaisesti tuetut lieriön ja suppilon liitosalueet

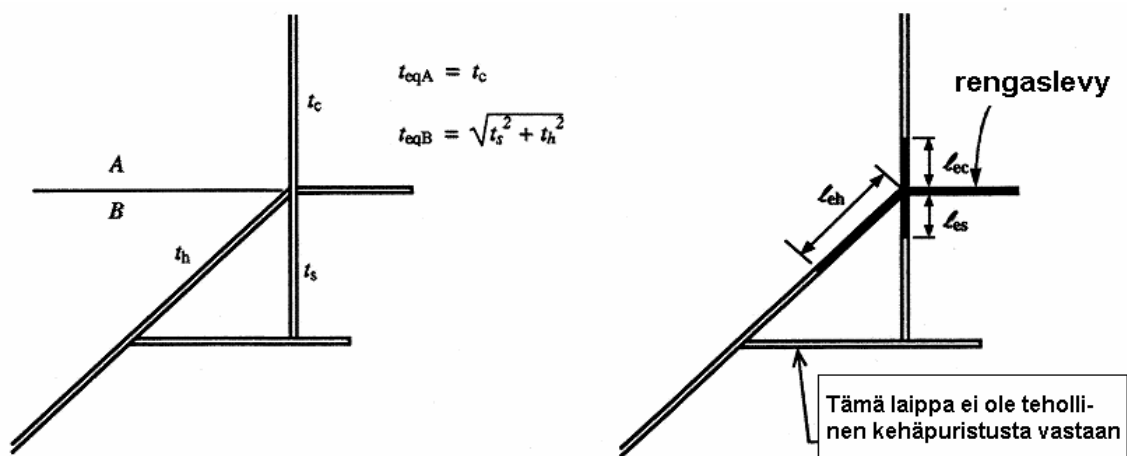
Tasaisesti tuettu siilo on aina siilon kannalta paras vaihtoehto, koska silloin siiloon ei synny paikallisia jännityskeskittymiä. Standardin SFS-EN 1993-4-1 mukaan siilon lieriötä voidaan käsitellä tasaisesti tuettuna, jos lieriötä tukeva helma on tasaisesti tuettu tai jos helmaosan paksuus on vähintään 1,2-kertainen lieriön paksuuteen verrattuna. Myös riittävän jäykällä rengaspalkilla voidaan rengaspalkin alla olevat pistemäiset tuennat muuttaa tasaiseksi tuennaksi siilolle kuvan 18 mukaan.





**Kuva 18 Paikallisen tuennan muuntaminen rengaspalkilla tasaiseksi tuennaksi siilon lieriölle [SFS-EN 1993-4-1, s. 30]**

Liitosalueen kestävyyttä arvioitaessa määritetään liitosalueen tehollinen pinta-ala sekä siihen vaikuttava puristava kuormitus. Tehollisen pinta-alan määrittämistä varten liitosalueen rakenteet jaetaan kuvan 19 mukaan liitoskohdan yläpuoliseen ryhmään A ja alapuoliseen ryhmään B. Liitosalueelle määritelty kuvan 19 mukainen tehollinen rengasmainen osa vastustaa kehänsuuntaista puristusta.



**Kuva 19 Liitosalueen geometria, jako ryhmiin A ja B sekä tehollinen rengaspalkki kehäpuristusta vastaan [SFS-EN 1993-4-1, s. 79]**

Tehollisen rengasmaisen osan määrittämisessä käytetyt ekvivalentit levynpaksuudet  $t_{eq}$  sekä niiden suhde  $\alpha$  määritetään seuraavilla kaavoilla 53...55. Lähtöarvoina käytetään liitosalueen rakenneosien levynpaksuuksia  $t$ .

$$t_{eqA} = \sqrt{\sum_A t^2} \quad (53)$$

$$t_{eqB} = \sqrt{\sum_B t^2} \quad (54)$$

$$\alpha = \frac{(t_{eq})_{ohuempi}}{(t_{eq})_{paksumpi}} = \frac{\min(t_{eqA}, t_{eqB})}{\max(t_{eqA}, t_{eqB})} \quad (55)$$

Ohuemmalle ryhmälle kunkin kuoren osan tehollinen pituus  $l_{el}$  ja poikkileikkausala  $A_{el}$  määritetään seuraavilla kaavoilla 56 ja 57.

$$l_{el} = 0,778 \cdot \sqrt{\frac{r \cdot t}{\cos \beta}} \quad (56)$$

$$A_{e1} = l_{e1} \cdot t \quad (57)$$

Paksummalle ryhmälle kunkin kuoren osan tehollinen pituus  $l_{e2}$  ja poikkileikkausala  $A_{e2}$  määritetään seuraavilla kaavoilla 58 ja 59.

$$l_{e1} = 0,389 \cdot [1 + 3\alpha^2 - 2\alpha^3] \cdot \sqrt{\frac{r \cdot t}{\cos \beta}} \quad (58)$$

$$A_{e2} = l_{e2} \cdot t \quad (59)$$

Liitosalueelle liitetyn rengaslevyn poikkipinta-ala määritetään seuraavalla kaavalla 60.

$$A_{ep} = \frac{b \cdot t_p}{1 + 0,8 \cdot \frac{b}{r}} \quad (60)$$

, jossa

$$\begin{aligned} r &= \text{siilon lieriön säde} \\ b &= \text{rengaslevyn leveys säteen suunnassa} \\ t_p &= \text{rengaslevyn paksuus} \end{aligned}$$

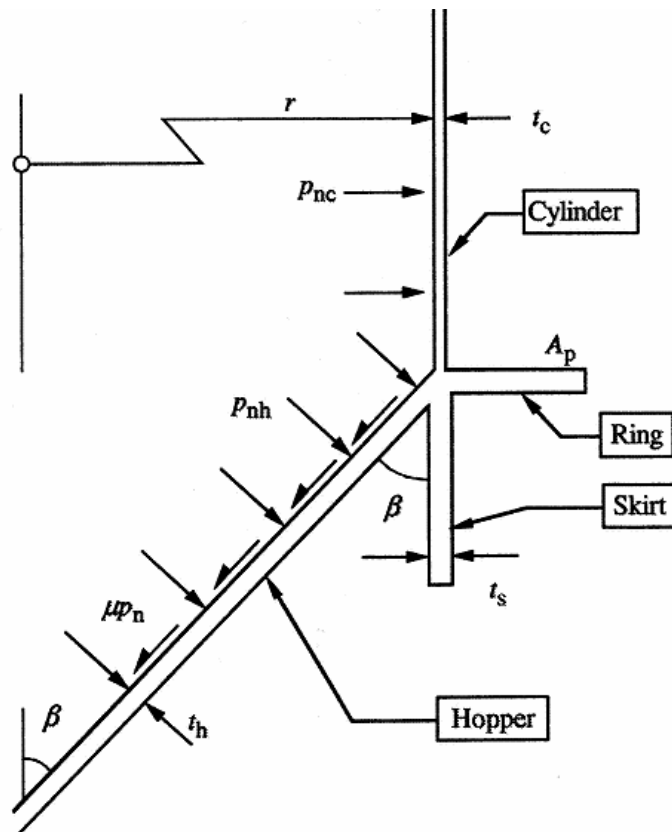
Tehollinen kokonaispoikkipinta-ala  $A_{et}$  lasketaan summaamalla rengaslevyn sekä muille rakenneosille määritetyt  $n$  poikkipinta-alaa seuraavan kaavan 61 mukaan.

$$A_{et} = A_{ep} + \sum_{i=1}^n A_{ei} \quad (61)$$

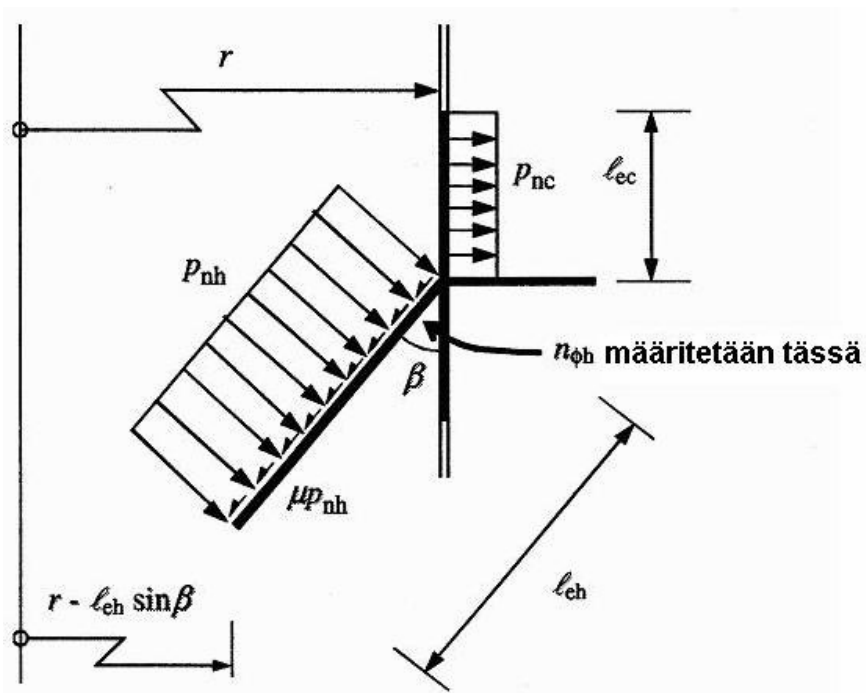
Kehäpuristuksen mitoitusarvo  $N_{\theta,Ed}$  määritetään seuraavasti kaavalla 62.

$$N_{\theta,Ed} = n_{\phi h,Ed} \cdot r \cdot \sin \beta - p_{nc} \cdot r \cdot l_{ec} - p_{nh} \cdot (\cos \beta - \mu \sin \beta) \cdot r \cdot l_{eh} \quad (62)$$

Edellisessä on käytetty kuvien 19, 20 ja 21 mukaisia merkintöjä. Liitosalueen pintapaineista  $p_{nc}$  ja  $p_{nh}$  käytetään yksinkertaisuuden vuoksi vaikutusalueiden  $l_{ec}$  ja  $l_{eh}$  keskiarvoa, vaikka tosiasiaassa pintapaine jakaantuu epätasaisesti.



Kuva 20 Tehollisen rengasalueen mitoituksessa käytetyt merkinnät [SFS-EN 1993-4-1, s. 82]



**Kuva 21 Lieriön ja kartion liitoskohdan paikalliset kuormitukset**

Suurin esiintyvä puristusjännitys  $\sigma_{u\theta,Ed}$  lasketaan seuraavilla kaavoilla 63 ja 64.

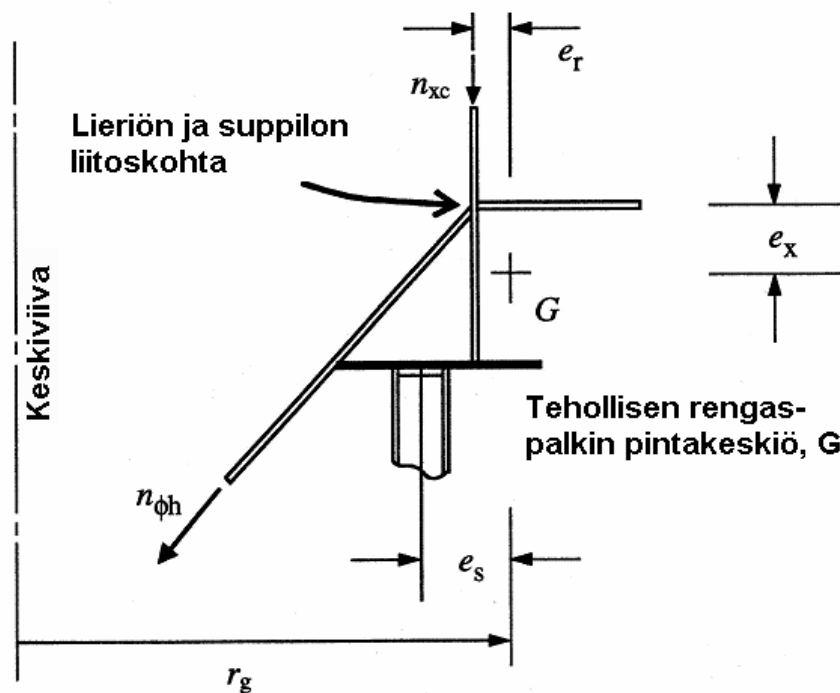
$$\eta = 1 + 0,3 \cdot \frac{b}{r} \quad (63)$$

$$\sigma_{u\theta,Ed} = \frac{N_{\theta,Ed}}{\eta \cdot A_{et}} \quad (64)$$

#### 4.6.2 Lieriön ja suppilon liitosalueet ja rengaspalkki

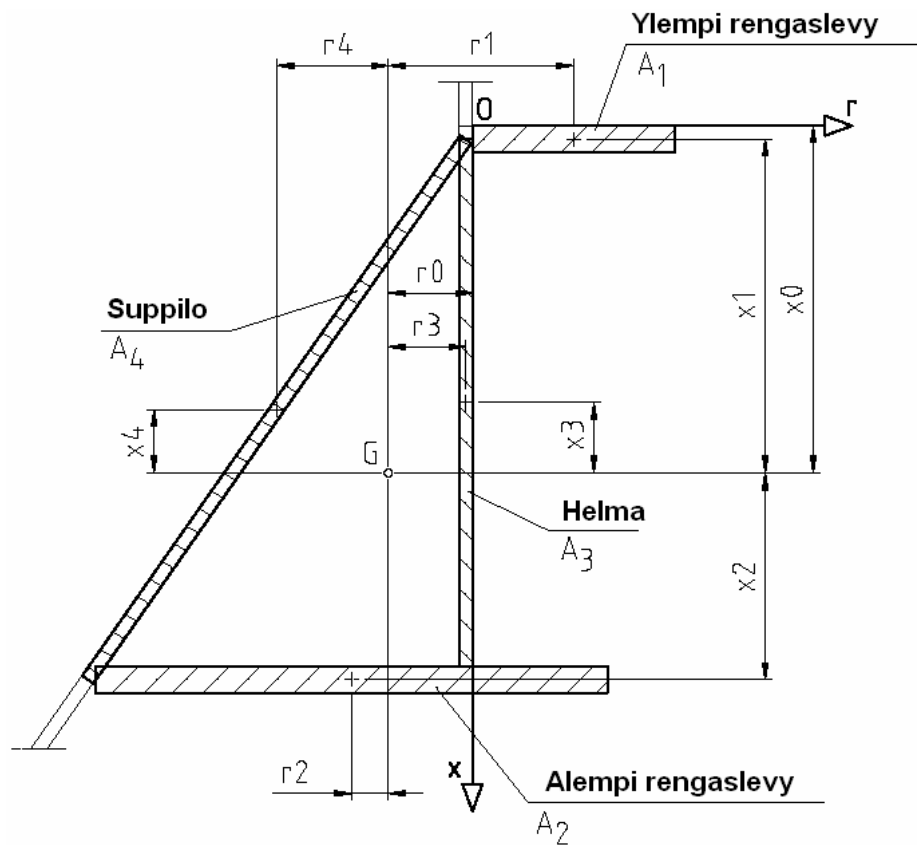
Standardin SFS-EN 1993-4-1 mukaan seuraamusluokan 3 siilot tulisi aina analysoida käyttäen jotain numeerista analyysiä kuten esimerkiksi elementtimenetelmää. Analyysissä kaikki levyelementit tulee mallintaa kuorielementteinä eikä vakiopoikkileikkauksisia palkkielementtejä saa käyttää minkään kaarevan elementin mallintamiseen. Seuraamusluokkien 1 ja 2 siilojen rengaspalkin taivutus- ja

vääntömomentit voidaan määrittää seuraavien ohjeiden mukaan. Rengaspalkki on taivutus- ja vääntöjäykkä. Se käsittää kaikki liitoskohdan levyt, jotka yhdessä välittävät paikalliset kuormat siilon muihin rakenteisiin. Kuvassa 22 on näytetty rengaspalkin osat.



**Kuva 22 Rengaspalkin osat ja rasiusten laskennassa käytetyt etäisyydet [SFS-EN 1993-4-1, s. 85]**

Rengaspalkin laskennassa pitää määrittää sitä rasittava kehäpuristusvoima  $N_{\theta,Ed}$ , taivutusmomentti  $M_{r,Ed}$  sekä vääntömomentti  $T_{\theta,Ed}$ . Kehäpuristusvoima on määritetty jo aiemmin. Momenttien määrittämiseksi täytyy ensin tietää rengaspalkin pintakeskiön  $G$  sijainti. Se määritetään laskemalla staattiset momentit kuvassa 23 määritettyjen  $r$ - ja  $x$ -akselien suhteen.



**Kuva 23 Rengaspalkin poikkileikkaussuureiden määrittämisessä käytetyt merkinnät**

Rengaspalkin staattiset momentit  $S_y$  ja  $S_x$  määritetään seuraavilla kaavoilla 65 ja 66 (Aalto, 145-156).

$$S_y = \sum_{i=1}^n \int_A x_i dA_i \quad (65)$$

$$S_x = \sum_{i=1}^n \int_A r_i dA_i \quad (66)$$

, joissa

$n$	=	osien lukumäärä
$A$	=	rengaspalkin osien kokonaispoikkipinta-ala
$r_i$	=	osan $i$ pintakeskiön $r$ -koordinaatti vertailupisteestä
$x_i$	=	osan $i$ pintakeskiön $x$ -koordinaatti vertailupisteestä
$A_i$	=	osan $i$ poikkipinta-ala

Pintakeskiön  $G$  koordinaatit  $r_0$  ja  $x_0$  valitun vertailupisteen  $O$  suhteen saadaan määritettyä seuraavilla kaavoilla 67 ja 68. Näistä saadaan standardin SFS-EN 1993-4-1 mukaiset arvot  $e_r$  ja  $e_x$  lisäämällä niihin puolet helman ja rengaslevyn paksuudesta.

$$r_0 = \frac{S_x}{A} \quad (67)$$

$$x_0 = \frac{S_r}{A} \quad (68)$$

Rengaspalkissa esiintyvä taivutusmomentti  $M_{r,Ed}$  vääntömomentti  $T_{\theta,Ed}$  määritetään seuraavilla kaavoilla 69 ja 71. Kaavat pätevät suljetulle poikkileikkaukselle.

$$\theta_o = \frac{\pi}{j} \quad (69)$$

$$M_{r,Ed} = n_{xc,Ed} (r_g - e_r) [(r_g - e_s) \theta_o (\sin \theta + \cot \theta_o \cos \theta) - r_g + e_r] + n_{\phi h,Ed} e_x (r_g - e_r) \quad (70)$$

$$T_{\theta,Ed} = n_{xc,Ed} (r_g - e_r) [(r_g - e_s) \theta_o (\cot \theta_o \sin \theta - \cos \theta) + r_g (\theta_o - \theta)] \quad (71)$$

, joissa



$\theta$	=	kehän suuntainen koordinaatti radiaaneissa mitattuna pistemäisen tuen keskikohdasta
$\theta_o$	=	kehäkulma radiaaneissa vähennettynä rengaspalkin jännevälin puolikkaalla
$j$	=	tasaisin välein sijaitsevien pistemäisten tukien määrä
$r_g$	=	rengaspalkin pintakeskiön $G$ säde
$e_r$	=	säteittäinen epäkeskisyys (katso kuva 22)
$e_s$	=	tukipisteen säteittäinen etäisyys pintakeskiöstä (katso kuva 22)
$e_x$	=	pystysuuntainen epäkeskisyys (katso kuva 22)
$n_{xc,Ed}$	=	sylinterin alaosan suunnittelupuristuskalvojännitys
$n_{\phi h,Ed}$	=	suppilon yläosan vetokalvojännitys

Poikkileikkaukseltaan avoimen rengaspalkin tapauksessa oletetaan vääntökestävyyden johtuvan vain estetyn väännön aiheuttamista normaalijännityksistä. Vapaan väännön (Saint-Venant) ei siis oleteta kantavan kuormia. Seuraavilla kaavoilla 72 ja 73 määritetään suurimmat laippamomentit tuen kohdalla ( $M_{fs,Ed}$ ) ja tukien välissä ( $M_{fm,Ed}$ ). Näillä momenteilla tarkoitetaan yhdessä rengaspalkin laipassa esiintyvää taivutusmomenttia pysty akselin suhteen.

$$M_{fs,Ed} = n_{xc,Ed} \frac{r_g(r_g - e_r)}{h} \left[ (r_g - e_s) (1 - \theta_o \cot \theta_o) - \frac{r_g \theta_o^2}{3} \right] \quad (72)$$

$$M_{fm,Ed} = n_{xc,Ed} \frac{r_g(r_g - e_r)}{h} \left[ (r_g - e_s) \left( \frac{1 - \theta_o}{\sin \theta_o} \right) + \frac{r_g \theta_o^2}{6} \right] \quad (73)$$

, joissa edellisten merkintöjen lisäksi on käytetty merkintää

$h$  = rengaspalkin laippojen pystysuuntainen etäisyys.

Kehäpuristusvoiman  $N_{\theta,Ed}$  aiheuttama jännitys määritetään yksinkertaisesti jakamalla voima rengaspalkin pinta-alalla. Taivutusmomentin  $M_{r,Ed}$  sekä vääntömomentin  $T_{\theta,Ed}$  aiheuttamat jännitykset määritetään teknisen taivutusteorian avulla. Estetyn väännön aiheuttamat jännitykset määritetään vastaavasti käyttämällä tuen kohdalla taivutusmomenttia  $M_{fs,Ed}$  ja tukien välissä taivutusmomenttia  $M_{fm,Ed}$  pysty akselin suhteen. Suurin jännitys saadaan laskettua seuraavasti kaavalla 74 [Rotter, 2001, s.154].

$$\sigma_{m\theta,Ed} = \frac{N_{\theta,Ed}}{A_{et}} + \frac{M_{r,Ed}}{W_r} + \frac{M_{f,Ed}}{W_{xf}} \quad (74)$$

, jossa

$W_r$  = rengaspalkin elastinen taivutusvastus säteen  $r$ :n suhteen

$W_{xf}$  = rengaspalkin elastinen taivutusvastus pysty akselin suhteen

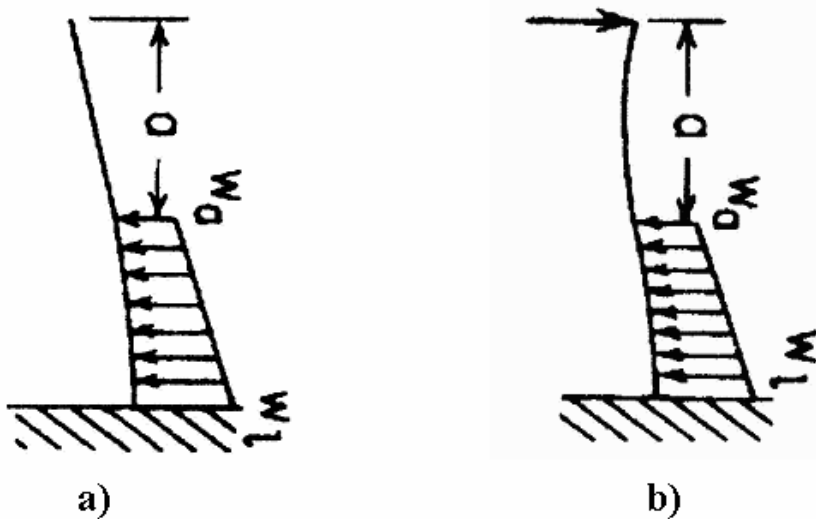
#### 4.6.3 Helmatuenta

Tasainen tuenta siilon lieriölle järjestetään useimmiten helmatuennalla. Kuten jo edellä todettu, tarjoaa vähintään 1,2-kertaa lieriön seinämän paksuinen helma tasaisen tuennan siilolle. Ohuempikin, mutta itsessään tasaisesti tuettu helma, tarjoaa tasaisen tuennan. Helman mitoitus perustuu puristusjännityksen aiheuttaman lommahduksen tarkistamiseen. Siilon lieriön mitoituksessa käytettyjä laskentaohjeita voidaan soveltaa jättämällä sisäisen paineen vaikutus pois. Vaihtoehtoisesti voidaan käyttää standardin SFS-EN 1993-1-6 liitteen D antamia ohjeita.

#### 4.6.4 Paikalliset tuennat

Usein ei ole mahdollista tai taloudellista järjestää tasaista tuentaa siilolle. Silloin tulee kysymykseen paikalliset tuet, jotka voidaan tarvittaessa myös yhdistää rengaspalkki- ja helmarakenteeseen. Paikallisen tuen tapauksessa on mitoitus varten tarpeen määrittää yksittäinen tukivoima. Se saadaan jakamalla siilon ja sisällön paino tukien lukumäärällä. Lisäksi on otettava huomioon taivutusmomentin aiheuttamat lisäkuormat. Taivutusmomentti aiheutuu esimerkiksi maajärityksen tai tuulen vaakasuuntaisesta voimasta. Taivutusmomentin ja sitä kautta myös tukivoimien suuruus riippuu merkittävästi myös yläpään tuennasta.

Jos siilo ei ole tuettu ylhäältä, määritetään momentti yksinkertaisesti ulokepalkin kaavalla. Silloin tilanne on kuvan 24a) mukainen. Jos siilo on tuettu ylhäältä vaakasuunnassa, on tilanne kuvan 24b) mukainen.



**Kuva 24 Siilon tuenta: a) siilo on tuettu vain alhaalta, b) siilon on lisäksi tuettu yläosastaan vaakasuunnassa [Young, s.191-192]**

Taivutusmomentit  $M_A$  alhaalla siilojen tuentakohdassa määritetään tapauksessa a) kaavalla 65 ja tapauksessa b) kaavalla 66 [Young, s.191-192]. Kaavat 75 ja 76 on

yksinkertaistettu ottaen huomioon, että tasainen kuorma on koko siilon lieriön matkalla eli  $a = 0$  ja  $w_a = w_l$ .

$$M_{A,a} = \frac{w_a \cdot l^2}{2} \quad (75)$$

$$M_{A,b} = \frac{w_a \cdot l^2}{8} \quad (76)$$

, joissa

$w$  = vaakasuuntainen jatkuva kuorma  
 $l$  = siilon korkeus alatuesta alkaen  
 $a$  = vaakavoiman sijainti

Määritetystä taivutusmomentista  $M_A$  ja siilon sisällön, rakenteiden sekä muiden kuormien aiheuttamasta pystyvoimasta  $F$  voidaan määrittää yksittäiselle tuelle  $i$  tuleva pystysuuntainen voima  $F_{Vi}$  kaavalla 77 [SFS-EN 13445-3, s. 381].

$$F_{Vi} = \frac{F}{j} + \frac{4 \cdot M_A}{j \cdot (d_c + 2 \cdot (a_1 + e_a + e_2))} \quad (77)$$

, jossa

$j$  = paikallisten tasan jakaantuneiden tukien lukumäärä  
 $d_c$  = siilon lieriön sisähalkaisija  
 $a_1$  = tukipisteen etäisyys siilon lieriön tai vahvistuslevyn pinnasta  
 $e_a$  = siilon seinämän paksuus  
 $e_2$  = mahdollisen vahvistuslevyn paksuus

#### 4.6.5 Paikallisten tuentojen vaikutukset siilon lieriöön

Jalan paikalliset vaikutukset tulee tarkistaa siilon lieriössä. Käytännössä taloudellisesti suunnitellun siilon lieriön ja jalan liitoskohta kannattaa jäykistää joko vahvistuslevyllä tai rivoituksella. Näin saadaan aikaiseksi alue, joka ei voi lommahtaa. Tämän alueen yläpuolinen osa tulee tarkistaa lommahduksen varalta. Joissain tapauksissa voi kuitenkin olla järkevää valita suoraan riittävän paksu lieriön seinämä ja näin yksinkertaistaa rakennetta. Tällöin kyseessä on yleensä hyvin pieni siilo.

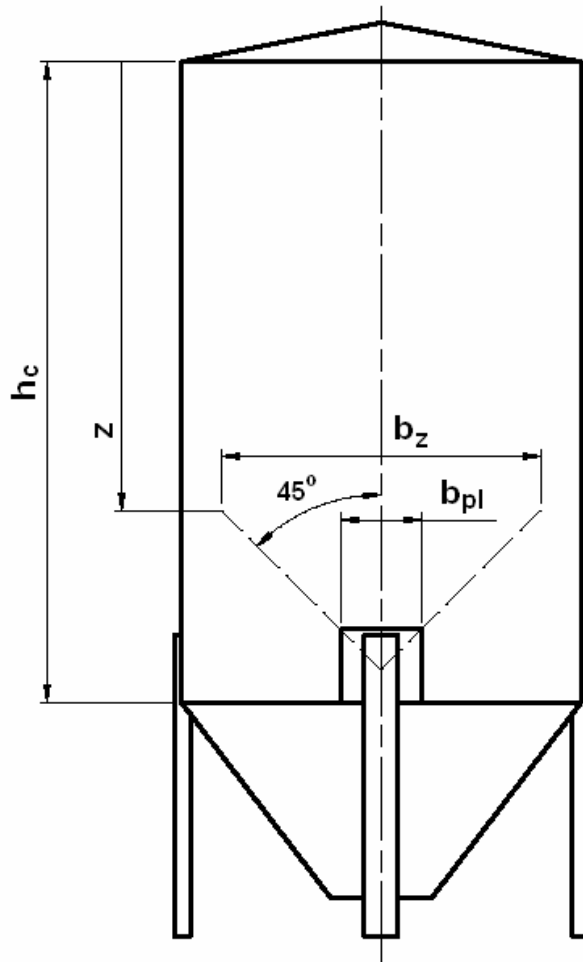
Sallittu lommahdusjännitys voidaan määrittää, kuten aiemmin on esitetty ottaen huomioon jännitysten epätasaisen jakaantumisen. Jännitykset on kuitenkin määritettävä esimerkiksi elementtimenetelmällä, koska yleispäteviä laskentakaavoja puristusjännitysjakauman selvittämiseksi ei löytynyt. Liitteen 5 elementtimenetelmällä tehtyjen esimerkkilaskelmien perusteella puristusjännityksen jakaantuminen pistemäisen tuen kohdalta ylöspäin vaihtelee jonkin verran. Jakaantumaan näyttää vaikuttavan ainakin seuraavat tekijät:

- lieriön  $r / t$  –suhde (säde / seinämän paksuus)
- lieriön  $h / r$  –suhde (korkeus / säde)
- kuormitusten jakaantuminen lieriöön

Kuormitus voi tulla lieriön yläosasta kuten siilon kattokuorma tai se voi jakaantua koko siilon matkalla kuten rakenteen omapaino tai kitka. Mitoitusohjelman vaatimaa analyttistä laskentaa varten päädyttiin määrittämään esiintyvä jännitys olettamalla puristusjännityksen jakaantuvan 45 asteen kulmassa ylöspäin, kuten esitetty kuvassa 25. Näin saadun lieriön seinämän kehän suuntaisen alueen oletetaan kantavan seuraavat kuormitukset:

- koko sisällön paino tarkastelukohdan yläpuolella
- koko siilon rakenteen paino tarkastelukohdan yläpuolella
- vaakarasitusten aiheuttamat pystyvoimat

- osittainen tarkastelukohdan alapuolisen sisällön paino
- osittainen kartion rakenteen paino



**Kuva 25 Paikallinen tuenta ja oletettu jännitysten jakaantuma lieriössä koordinaatin  $z$  kohdalla**

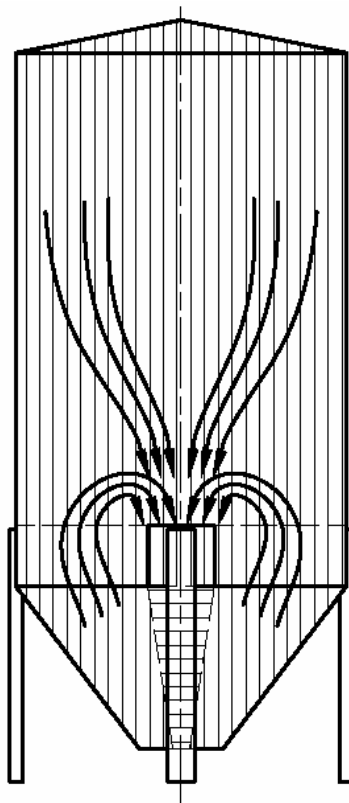
Tarkastelukohdan alapuolisen rakenteen painosta tulevat kuormitukset siirtyvät tukien välien kautta rasittamaan myös tuen yläpuolista lieriön osaa. Tässä yhteydessä otaksuttiin, että tarkastelukohdan alapuolelta kuormitukset tulevat vaikuttamaan tuen yläpuolelle kaavan 78 mukaisessa suhteessa  $\eta$ .

$$\eta = \frac{j \cdot b_{pl}}{\pi \cdot d_c} \quad (78)$$

, jossa

- $j$  = pistemäisten tukien lukumäärä  
 $b_{pl}$  = yksittäisen tuen jäykistetty alue kehän suunnassa  
 $d_c$  = lieriön halkaisija

Kuvassa 26 on esitetty havainnollisesti, miten jännitysten on oletettu jakautuvan rakenteessa. On huomattava, ettei tässä esitetty oletus ja laskentamenettely ei ole tarkka ja sen käyttö voidaan perustella vain sillä, että se vastaa mitoitusohjelman tarkoitusta. Jos mitoitusohjelmalla lasketut jalalliset siilot eroavat merkittävästi varsinaisen siilojen mitoituslaskelmien tuloksista, on ohjelmaa syytä tarkentaa tältä osin.



**Kuva 26 Oletettu tuen yläpuolinen puristusjännitys sisällön painosta**

#### 4.6.6 Jalkatuenta

Jalkatuenta ilman helmaa ja muita jäykisterenkaita soveltuu pääasiassa pienille siiloille. Tuenta on hyvin yksinkertainen, sillä jalka liittyy suoraan lieriön pintaan. Jos jalat ulotetaan lieriön pintaa pitkin aina yläreunaan asti tai käytetään edellä esiteltyä rengaspalkkia, voidaan jalkatuentaa käyttää myös keskisuuriin ja suuriin siiloihin. Jalan mitoitusta ei käsitellä tässä yhteydessä ja tarvittaessa ohjeet voi katsoa esimerkiksi standardista SFS-EN 1993-1-1.

#### 4.6.7 Konsolituenta

Konsolituenta on monessa mielessä jalkatuentaa vastaava. Ilman jäykistäviä renkaita, sen käyttö soveltuu vain pienille siiloille. Tämä johtuu yksittäisen konsolin aiheuttamasta paikallisesta taivutusmomentista kiinnityskohtaansa. Yksittäisen konsolin laskentaan ei SFS-EN 1993-4-1 anna ohjeita. Konsolien mitoitusta on käsitelty mm. saksalaisessa standardissa DIN 28083 ja AD-Merkblatt S 3/4:ssä. Tässä työssä esitetyt laskentaohjeet on otettu painesäiliöiden suunnittelustandardista SFS-EN 13445-3. Tässä yhteydessä esitetään vain konsolityypeille A, B ja C soveltuvat ohjeet. Näistä mitoitushjelmassa käytettäväksi on valittu vain tyyppi A.

Koska painelaitestandardi ei perustu rajatilamitoitukseen, vaan sallittuihin jännityksiin, on konsolin laskenta tehtävä sallittujen jännitysten perusteella. Kuormituksina käytetään siis nimellisiä kuormia ilman osavarmuuslukuja ja nimellinen suunnittelujännitys  $f$  määritetään hiiliterästen tapauksessa seuraavalla kaavalla 79.

$$f = \min\left(\frac{R_{p0,2/t}}{1,5}; \frac{R_{m/20}}{2,4}\right) \quad (79)$$

, jossa



$f$	=	nimellinen suunnittelujännitys
$R_{p0,2/t}$	=	0,2 % -venymisrajan vähimmäisarvo lämpötilassa $t$ °C (vastaa likimain myötölujuutta)
$R_{m/20}$	=	murtolujuuden vähimmäisarvo huoneenlämpötilassa 20 °C

Standardissa SFS-EN 13445-3 annettuja ohjeita voidaan soveltaa konsolin liittyessä lieriöön ja myös alle 15° kärkikulman puolikkaan omaavaan kartioon. Konsoli voi olla hitsattu suoraan siilon seinämään tai apuna voidaan käyttää erillistä vahvistuslevyä. Käytännössä siiloissa kannattaa käyttää vahvistuslevyä, koska tyypillisesti seinämät ovat ohuita ja siten heikkoja paikallista taivutusta vastaan. Konsolin tukivoiman on vaikutettava lieriön keskiakselin suuntaisesti. Geometrisia rajoitteita ovat:

$$0,001 \leq \frac{e_n}{D_i} \leq 0,05 \quad (80)$$

$$0,2 \leq \frac{g}{h_1} \leq 1,0 \quad (81)$$

, joissa

$e_n$	=	lieriön seinämän paksuus
$D_i$	=	lieriön sisähalkaisija
$g$	=	konsolin uumien välinen etäisyys
$h_1$	=	konsolin korkeus

Lisäksi seuraavat rajoitukset ovat voimassa, jos konsolituen alla käytetään vahvistuslevyä:

$$e_2 \geq e_n \quad (82)$$

$$b_3 \leq 1,5 \cdot h_1 \quad (83)$$

$$b_2 \geq 0,6 \cdot b_3 \quad (84)$$

, joissa

$e_2$  = vahvistuslevyn paksuus

$b_2$  = vahvistuslevyn leveys

$b_3$  = vahvistuslevyn korkeus

Laskenta jakaantuu vahvistuslevyn olemassa olon perusteella kahteen erilliseen tapaukseen. Ilman vahvistuslevyä oleva konsoli lasketaan määrittämällä aluksi  $\lambda$ ,  $K_{I6}$ ,  $\nu_I$  ja  $\nu_2$ , joiden avulla lasketaan suurin sallittu tukivoima  $F_{i,max}$ . Vahvistuslevyä käytettäessä määritetään aluksi  $\lambda$ ,  $K_{I7}$ ,  $\nu_I$  ja  $\nu_2$ . Kaavat 85...94 on esitetty seuraavassa niin, että vasemmalla on ilman vahvistuslevyä ja oikealla vahvistuslevyllinen tapaus. Kuvassa 27 on esitetty tarvittavat mitat.

**Ilman vahvistuslevyä:**

**Vahvistuslevyn kanssa:**

$$\lambda = \frac{h_1}{\sqrt{D_i \cdot e_a}} \quad \lambda = \frac{b_3}{\sqrt{D_i \cdot e_a}} \quad (85)$$

$$K_{16} = \frac{1}{\sqrt{0,36 + 0,40\lambda + 0,02\lambda^2}} \quad K_{17} = \frac{1}{\sqrt{0,36 + 0,50\lambda + 0,50\lambda^2}} \quad (86)$$

$$\sigma_m = \frac{P \cdot D_i}{2 \cdot e_a} \quad (87)$$

$$\nu_1 = \min(0,08\lambda; 0,30) \quad \nu_1 = \min(0,08\lambda; 0,40) \quad (88)$$

$$K_2 = 1,25 \quad (89)$$

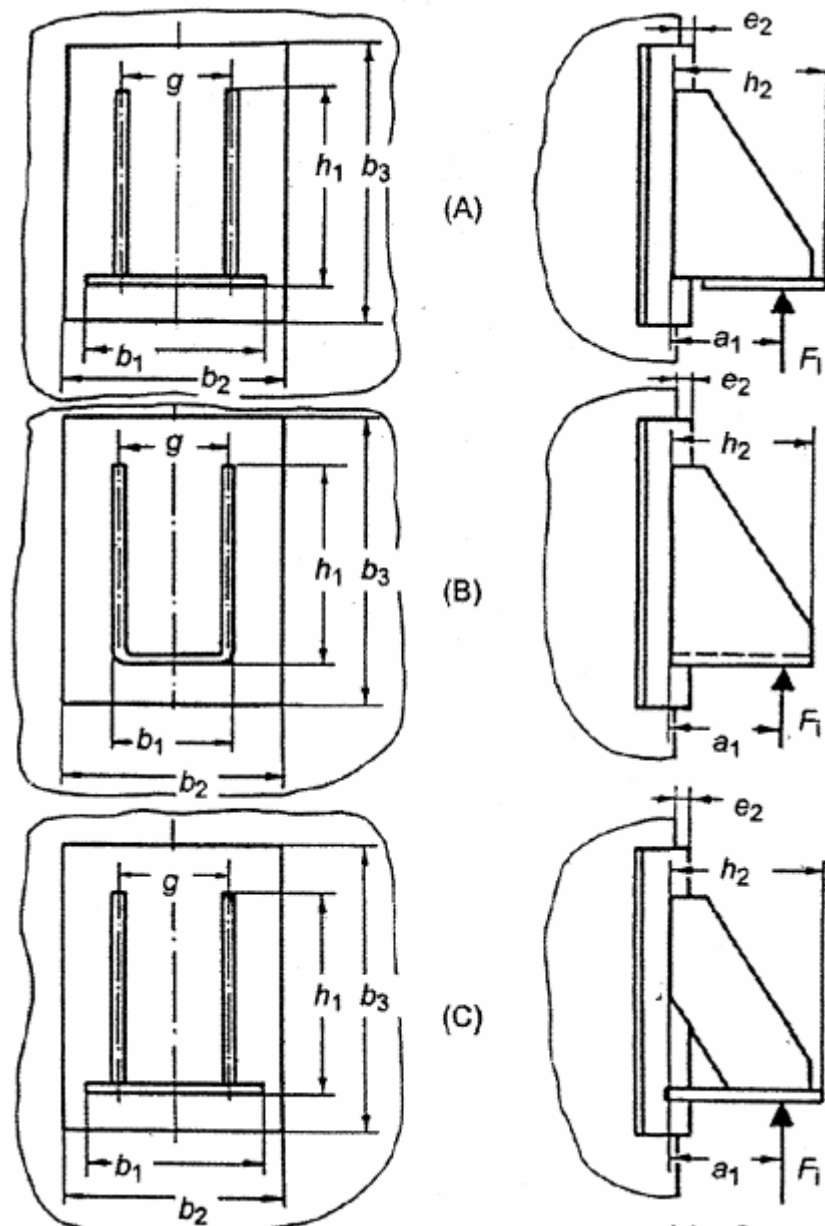
$$\nu_2 = \frac{\sigma_m}{K_2 \cdot f} \quad (90)$$

$$K_1 = \frac{1 - \nu_2^2}{\left(\frac{1}{3} + \nu_1 \cdot \nu_2\right) + \sqrt{\left(\frac{1}{3} + \nu_1 \cdot \nu_2\right)^2 + (1 - \nu_2^2) \cdot \nu_1^2}} \quad (91)$$

$$\sigma_{b,all} = K_1 \cdot K_2 \cdot f \quad (92)$$

$$a_{1,eq} = a_1 + \frac{F_{Hi} \cdot h}{F_{Vi}} \quad a_{1,eq} = a_1 + e_2 + \frac{F_{Hi} \cdot h}{F_{Vi}} \quad (93)$$

$$F_{i,max} = \left( \frac{\sigma_{b,all} \cdot e_a^2 \cdot h_1}{K_{16} \cdot a_{1,eq}} \right) \cdot \min \left[ 1; 0,5 + \frac{g}{h_1} \right] \quad F_{i,max} = \left( \frac{\sigma_{b,all} \cdot e_a^2 \cdot b_3}{K_{17} \cdot a_{1,eq}} \right) \quad (94)$$



Kuva 27 Konsolityypit A, B ja C laskennassa tarvittavine mittoineen [SFS-EN 13445-3, s. 383]

Lopussa tarkistetaan ettei esiintyvä konsolivoima  $F_{Vi}$  ole suurempi kuin sallittu  $F_{i,max}$ .

## 5 MITOITUSOHJELMA

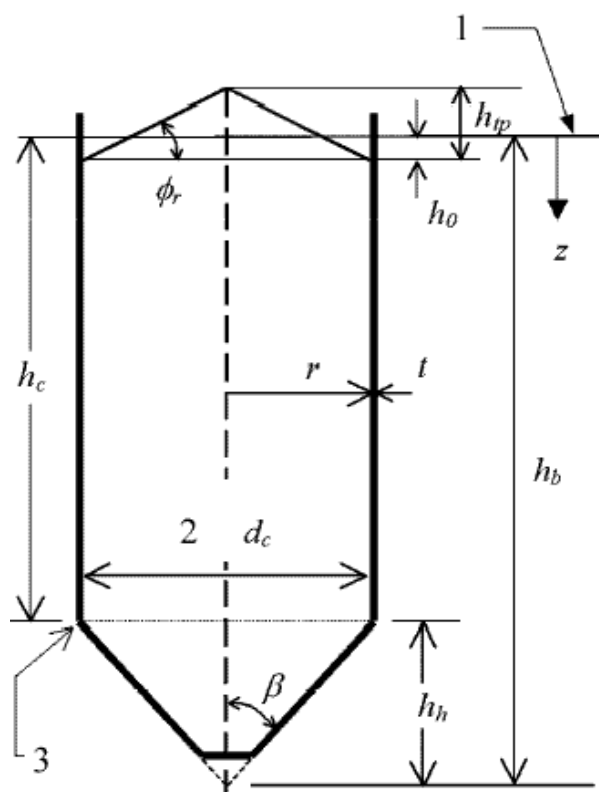
Tämän työn puitteissa laadittiin sillojen mitoitukseen soveltuva mitoitusohjelma nimeltään "Silo Dimensioning Program". Ohjelma soveltuu teräksisten ja poikkileikkaukseltaan pyöreiden sillojen mitoitukseen. Vaikka ohjelmalla voikin suorittaa EN-standardien puitteissa minkä tahansa kokoisen siilon mitoitus, ei ohjelmaa ole tarkoitettu varsinaiseen detaljitason mitoitukseen. Siilon yksityiskohtiin liittyy paljon erilaisia tarkistettavia asioita, joiden lisääminen tähän ohjelmaan ei ole tämän työn puitteissa mahdollista. Lisäksi Eurocode 3 vaatii joka tapauksessa isoimmilta seuraamusluokan 3 -siloilta kelpoistettuun numeeriseen laskentamenetelmään eli esimerkiksi elementtimenetelmään perustuvan mitoituksen. Sen sijaan tällä ohjelmalla on tarkoitus saada nopeasti ja riittävällä tarkkuudella selville siilon rakentamiseen tarvittava teräksen määrä. Ohjelman laskemia yksittäisiä tuloksia voidaan käyttää tarkemman suunnittelun lähtötietoina, mutta ne pitää aina tarkistaa.

Mitoitusohjelman toteutustavaksi valittiin taulukkolaskentaohjelma Microsoft Excel. Excel on toteutukseen riittävän tehokas ja varsinaisia ohjelmointikieliä helpompi ohjelmoida. Lisäksi ohjelman ylläpito ja päivityksen onnistuvat myös ohjelmointia osaamattomalta henkilöltä helpommin. Lisäksi Microsoft Excel on ohjelmistona hyvin yleinen ja työn tilaajalla Lahti Precision Oy:llä on se käytössään. Ohjelmoinnin apuna käytettiin myös ohjelmiston sisältämiä ohjelmointiominaisuuksia hyödyntämällä VBA makroja. (eng. Visual Basic for Applications). Suuri osa varsinaisesta laskennasta tehdään Excelin taulukoissa. Tämän ohella ohjelmoinnilla hoidetaan laskennan vaatimat lukuisat iteroinnit, osa ohjelman käyttöliittymän toiminnoista sekä lähtöarvo- ja tulostiedostojen käsittely.

## 5.1 Mitoitusohjelman rakenne

Mitoitusohjelmaa käytetään normaalisti vain yhdeltä Excelin sivulta ”Initial data”. Sen avulla syötetään ja valitaan tarvittavat lähtötiedot. Näkymä koko sivusta on esitetty liitteessä 1. Tarvittavia ja pakollisia tietoja ovat siilon mitat, tuentatiedot, siilon sisältö, rakennemateriaali, varmuuskertoimet, valmistuksen laatuluokka ja kuormitukset. Osa näistä tiedoista, kuten varmuuskertoimet, on syötetty ohjelmaan oletusarvoina ja tarvittaessa niitä voidaan muuttaa. Muuttaminen voi olla tarpeen eri maissa mahdollisesti sovellettavien kansallisten liitteiden (National Annex, NA) mukaisiksi.

Tarvittavat siilon mittatiedot ovat lieriöosan korkeus  $h_c$ , lieriöosan halkaisija  $d_c$ , kartioosan korkeus  $h_{cone}$ , kartion pienemmän pään halkaisija  $d_o$ , kartion epäkeskisyys  $e_o$ , täytön maksimi epäkeskisyys  $e_t$  ja täytön maksimi epäkeskisyys täyttötilanteessa  $e_f$ . Lisäksi määritetään siilossa käytettäville levysarjoille korkeudet sekä levyille minimi- ja maksimipaksuudet laskennan iterointia varten. Osa tärkeimmistä tarvittavista mittatiedoista on esitetty kuvassa 28.



**Kuva 28 Osa siilon laskennassa tarvittavista päämittatiedoista [SFS-EN 1991-4, s. 9]**

Syötettyjen tietojen perusteella ohjelma suorittaa laskennan iteroimalla. Aluksi ohjelma määrittää siilokuormitukset lieriölle sekä suppilolle. Seuraavaksi tarkistetaan jokainen siilon lieriöosan levysarja käyttäjän valitsemalla minimilevynpaksuudella. Iteraatioon perustuen seinämänpaksuutta suurennetaan edelleen käyttäjän valitsemalla arvolla, joka on tyypillisesti 1 mm perustuen yleisesti saatavilla olevien teräslevyjen paksuuksiin. Siilokuormitusten lisäksi jokaisessa iteraatioaskeleessa määritetään siilolle uusi omapaino, joka osaltaan vaikuttaa mitoitukseen. Myös esimerkiksi suunnittelulommahdusjännitys muuttuu iteroitavien mittojen perusteella. Vastaavalla periaatteella tapahtuu myös helman, kartion ja liitosalueen mitoitus. Liitteessä 2 on esitetty siilorakenteen optimoinnin suorittava rutiini, joka edelleen kutsuu varsinaisia iterointirutiineja. Ohjelman monimutkaisen rakenteen vuoksi, sen toiminnan tarkempi käsittely ei ole tässä yhteydessä tarkoituksenmukaista.

Tuloksina ohjelma antaa siilon seinämissä ja tuennoissa tarvittavat levynpaksuudet sekä niiden osakohtaiset painot ja pinta-alat. Ohjelma näyttää myös kunkin valitun levynpaksuuden yhteispainon ja pinta-alan. Siilolle määritetään rakenteen kokonaispaino sekä sisällön paino. Ohjelman laskentasivuilta on mahdollista käydä tarkistamassa välituloksia ja esimerkiksi kuormitustietoja esimerkiksi elementtimenetelmällä tehtävää tarkempaa mitoitusvarten.

## 5.2 Mitoitusohjelman toiminnan ja tulosten tarkastus

Huolellisen ohjelman laatimisen lisäksi mitoituslaskelman toimivuus tarkistettiin vertaamalla ohjelmalla laskettuja tuloksia muilla ohjelmilla laskettuihin. Testaamisen tarkoitus oli varmistaa, että mitoitusohjelma laskee oikein tässä työssä esitettyjen laskentaohjeiden mukaisesti. Standardien laskentamenettelyjen oikeellisuutta ei arvioitu. Yhteensä suoritettiin 3 erillistä laskentaa, joissa käytettiin seuraavia ohjelmistoja:

- Mathcad 14 (PTC)
- Visual Vessel Design 9.8 (Ohmtech)
- Finngen 7.4 ja Finnsap 2.8 (Femdata)

Yksittäinen tarkastuslaskelma rajoittuu käsittelemään taulukossa 15 määriteltyjä asioita. Taulukossa mainitut koko siilon laskelmat käsittävät vain kriittisimpien osien mitoituksen. Erimerkiksi kattorakenteita ei ole käsitelty.



**Taulukko 15 Ohjelman toiminnan varmistamiseksi tehtyt tarkistuslaskelmat**

Yleistä				
Kiintoaine Levysarjojen korkeus Rakennemateriaali Valmistustoleranssi Siilon pinnan tyyppi Syöpymisvara	Q	hiekk 1 m S235 25 D2 0		
		1	2	3
Tarkastettava asia	Lyhenne	Koko siilon laskenta	Konsolituennan laskenta	Paikallisen tuen jännitysten jakaantuminen
Lieriön korkeus	$h_c$	16 m	4 m	katso liite 5
Kartion korkeus	$h_h$	4 m	1,35 m	
Halkaisija	$d_c$	6,2 m	1,75 m	
Kartion alahalkaisija	$d_o$	0,5 m	0,2 m	
Tuentatapa		jalkatuenta kiinnitettynä lieriöön	konsolituenta kiinnitettynä lieriöön	paikallinen tuki
Tukien määrä	j	8	4	4
Vahvistettu alue	$b_{pl} = b_{pl}$	1 m	0,15 m	-
Tukipyörän halkaisija		-	1,95 m	-
Siilon yläpää tuettu		X	-	-
<b>Kuormitukset</b>				
Kattorakenteet		0,6 kN/m <sup>2</sup>	0,6 kN/m <sup>2</sup>	-
Tasainen kattokuorma		5 kN/m <sup>2</sup>	5 kN/m <sup>2</sup>	-
Muu kattokuorma		-	-	tasainen viivakuorma lieriölle 10 MPa
Vaakakiiltyvyys		0,1 g	-	-
Tuulenpaine		1 kN/m <sup>2</sup>	-	-
Laskentatapa / ohjelma		Mathcad	Visual Vessel Design	Finngen + Finnsap

Taulukkoon 16 on koottu tulokset tarkistuslaskelmasta 1. Osa tuloksista eroaa kuormien osavarmuusluvun verran toisistaan. Lisäksi pieniä eroavaisuuksia löytyy, mutta käytännön mitoituksen kannalta niillä ei ole merkitystä. Eroavaisuuden johtuvat mm. integroinnin tarkkuudesta. Excel-mitoitusohjelmassa integrointi tehdään osin epätarkemmin jakamalla funktio osiin.

**Taulukko 16 Tulosten vertailu**

	Excel- mitoitushjelma	Mathcad-laskenta
<b>Siilokuormitukset kartion ja lieriön liitoksessa, <math>z = h_c / x = h_h</math></b>		
Reunapaine $p_{hf}$ [kPa]	52,84 x 1,5 = 79,26	79,26
Reunapaine $p_{he}$ [kPa]	60,76 x 1,5 = 91,14	91,14
Reunakitka $p_{wf}$ [kPa]	23,40 x 1,5 = 35,10	35,09
Reunakitka $p_{we}$ [kPa]	25,73 x 1,5 = 38,60	38,60
Pystysuuntainen paine $p_{vf}$ [kPa]	121,67 x 1,5 = 182,51	182,51
Puristusviivakuorma $n_{zSk}$ , täyttö [N/mm]	266,42 x 1,5 = 399,63	399,62
Puristusviivakuorma $n_{zSk}$ , tyhjennys [N/mm]	293,06 x 1,5 = 439,59	439,59
Reunapaine suppilossa $p_{nf}$ [kPa]	112,73 x 1,5 = 169,10	169,10
Reunapaine suppilossa $p_{ne}$ [kPa]	109,40 x 1,5 = 164,10	164,11
Reunakitka suppilossa $p_{tf}$ [kPa]	62,77 x 1,5 = 94,16	94,15
Reunakitka suppilossa $p_{te}$ [kPa]	60,92 x 1,5 = 91,38	91,37
Kokonaisjalkavoima [kN]	1719,61	1725,91
<b>Lieriön Jännitykset</b>		
Kalvojännitys paineesta [MPa]	14,48	21,479 / 1,5 = 14,48
Puristusjännitys reunakitkasta [MPa]	20,93	32,02 / 1,5 = 21,35
Tuulen / vaakakiihtyvyyden aiheuttama puristusjännitys [MPa]	4,13	3,76
Puristusjännitys yhteensä [MPa]	26,39	27,11
Von Mises vertailujännitys [MPa], osavarmuusluvut mukana	32,47	32,84
Kriittinen lommahdusjännitys $\sigma_{x,Rcr}$	573,99	573,99

alaosassa lieriötä [MPa]		
Suunnittelulommuhdusjännitys $\sigma_{x.Rd}$ [MPa]	132,85	132,85
Suurin sallittu jalkavoima [kN]	1859,88	1859,88
Paikallinen taivutusjännitys suppilon yläosassa [MPa]	228,03	228,47
Plastinen mekanismi liitoskohdassa, käyttöaste	0,047	0,046
Suppilon plastinen kestävyys	0,058	0,058
Liitoskohdan kestävyys, käyttöaste	0,381	0,380
Liitoskohdan paikallinen plastinen muodonmuutos	0,970	0,972

Konsolituennan laskenta tarkistettiin Visual Vessel Design –ohjelmistolla. Laskenta on esitetty liitteessä 4. Tässä tarkistettiin vain lopputulos eli suurin sallittu voima valitulle konsolituelle sekä käyttöaste. Tulokset on esitetty taulukossa 17.

**Taulukko 17 Konsolilaskelman tulosten vertailu**

	<b>Excel-mitoitusohjelma</b>	<b>Mathcad-laskenta</b>
Konsolia rasittava pystyvoima, $F_{vi}$	83,13 kN	83,18 kN
Suurin sallittu voima $F_{imax}$	87,86 kN	87,86 kN
Käyttöaste	94,6 %	94,6 %

Pistemäisen tuen paikallisia vaikutuksia siilon seinämään tutkittiin elementtimenetelmän avulla ja laskentamenettely on esitetty liitteessä 5. Tämän laskennan tuloksia on käytetty ohjelmassa sovelletun jännitysten jakaantumiskulman määrittämisessä.

## 6 JOHTOPÄÄTÖKSET

Siilot ovat yleisiä rakenteita ja usein niiden rakennemateriaaliksi on valittu teräs. Vaikka päällepäin ne ovat usein yksinkertaisen näköisiä, kätkee niiden rakenteisiin perehtyminen paljon haastavia yksityiskohtia. Siilojen lujuuslaskenta kuormien määrityksineen on huomattavasti monimutkaisempaa verrattuna esimerkiksi vaativiinkin painelaitteisiin.

Tässä työssä on kartoitettu kattavasti siilojen mitoituksessa nykyään voimassa olevat Eurooppalaiset standardit sekä muita suunnittelun avuksi soveltuvia lähteitä. Työssä on esitelty yleisimmät teräksestä valmistettujen pyöreiden siilojen rakenteet sekä niihin liittyviä tuentojen toteutustapoja. Kaikille työssä käsitellyille rakenteille on esitetty soveltuvat laskentaohjeet. Useita esitettyjä periaatteita ja laskentaohjeita voidaan soveltaa yleisemmin muuhunkin teräsrakenteiden suunnitteluun. Näitä ovat ainakin pyörähdysymmetristen kuorirakenteiden stabiliteetti ja paikallisten kuormien jakaantuminen rakenteeseen.

Työn osana laadittu Excel-pohjainen siilojen mitoitusohjelma antaa mahdollisuuden riittävän tarkkaan ja etenkin hyvin nopeaan siilorakenteiden mitoittamiseen. Mitoitusohjelmalla voidaan normaalien siilokuormien lisäksi ottaa huomioon tuulen ja maanjäristyksen vaikutukset. Siihen on sisällytetty taulukot yleisimpien kiintoaineiden ja rakennemateriaalien ominaisuuksista.

Vaikka mitoitusohjelman toimintaa onkin tarkistettu vertailulaskelmin, tulisi tuloksia jatkossa vertailla myös toteutuneiden projektien varsinaisten siilojen lujuuslaskelmien tuloksiin ja niiden perusteella tarkistaa mitoitusohjelmassa tehtyjen oletuksien paikkaansa pitävyyttä. Saatujen tulosten perusteella voitaisiin edelleen varmistua siitä, että ohjelma on käyttötarkoitukseensa riittävän tarkka. Lisäksi ainakin siilon paikallista tuennan käyttäytymistä olisi syytä selvittää tarkemmin ja etsiä siihen liittyviä tarkempia laskentamenettelyitä ja -ohjeita.

## LÄHTEET

AD-Merkblatt S 3/4, 1995, Allgemeiner Standsicherheitsnachweis für Druckbehälter. Behälter mit Tragpratzen, Standardi, TÜV Verband der Technischen Überwachungs-Vereine e.V., 12 s.

DIN 1055-6, 1987, Lastannahmen für Bauten. Lasten in Silozellen, Standardi, DIN Deutsches Institut für Normung e.V., 6 s.

DIN 1055-6, 2005, Einwirkungen auf Tragwerke – Teil 6: Einwirkungen auf Silos und Flüssigkeitsbehälter, Standardi, DIN Deutsches Institut für Normung e.V., 111 s.

DIN 28083 Teil 2, 1987, Pratsen. Maximale Momente auf die Apparatewand durch Gewichtskräfte über Pratsen Form A, Standardi, DIN Deutsche Institut für Normung e.V., 23 s.

RIL 144: 1983, Rakenteiden kuormitusohjeet, Suomen rakennusinsinöörien liitto, Helsinki

Rotter, J. M., 2001, *Guide for the economic design of circular metal silos*, Spon Press, Lontoo, 230 s, ISBN 0-41-923460-8

SFS-EN 1990, 2002, Eurocode. Rakenteiden suunnitteluperusteet, Standardi, Suomen Standardisoimisliitto SFS ry., 138 s.

SFS-EN 1991-4, 2007, Eurocode 1. Actions on structures - Part 4: Silos and tanks, Standardi, Suomen Standardisoimisliitto SFS ry., 107 s.

SFS-EN 1993-1-6, 2007, Eurocode 3. Design of steel structures. Part 1-6: Strength and Stability of Shell Structures. Standardi, Suomen Standardisoimisliitto SFS ry., 94 s.

SFS-EN 1993-4-1, 2007, Eurocode 3. Design of steel structures. Part 4-1: Silos, Standardi, Suomen Standardisoimisliitto SFS ry., 114 s.

Young W. C., 2002, Roark's Formulas for Stress and Strain. International Edition. 7th Edition, Singapore, McGraw-Hill, 852 s., ISBN 0-07-072542-X.

SFS-EN 1991-4:2006 & SFS-EN 1993-4-1:2007

Project data

Customer  
Project number / name  
Silo designation  
Author  
File name *(.txt extension is used)*

Lahti Precision Oy  
Diplomityö  
Jalkatuenta  
Jimi Pulkka  
Testilaskelma1

Main dimensions

Height of cylindrical part  
Diameter of cylindrical part  
Height of conical part (to the outlet)  
Start of plate series -----  
Diameter of the outlet  
Eccentricity of the outlet  
Eccentricity of the top surface pile when silo is full  
Maximum eccentricity of the surface pile when filling  
  
Height of plate series  
Number of plate series in hopper  
  
Plate thicknesses

h<sub>c</sub>  
d<sub>c</sub>  
h<sub>cone</sub>  
From bottom to upwards  
d<sub>o</sub>  
e<sub>o</sub>  
e<sub>t</sub>  
e<sub>r</sub>  
silo 1st  
1  
t<sub>min</sub>  
6

16  
6,2  
4,00  
From bottom to upwards  
0,5  
0  
0  
0  
silo  
1  
increment  
1

4  
0,8  
4  
t<sub>max</sub>  
80

m  
m  
m  
m  
m  
m  
m  
m  
m  
mm

Calculated data:

Angle of inclination of hopper wall (mean)  
Angle of inclination of hopper wall (steepest)  
Angle of inclination of hopper wall (shallowest)  
Height of conical part (to the apparent intersection)  
Overall height of silo (to the apparent intersection)

β  
β<sub>min</sub>  
β<sub>max</sub>  
h<sub>h</sub>  
h<sub>b</sub>

35,47 degrees  
35,47 degrees  
35,47 degrees  
4,35 m  
20,00 m

Supporting

Horizontal support at top of silo -----  
Type of support -----  
Shell supported with engaged columns  
Number of supporting points (equally divided)  
Width for reinforced support area in cylinder  
Height for reinforced support area in cylinder

Horizontal support at top of silo  
Shell supported with engaged columns  
8  
1  
1

m  
m

Reinforced area begins from transition and is a square (hpl = bpl)

Content

Sand  
D2 - Moderate friction classed as "Smooth"  
Content values  
Unit weight  
Angle of repose  
Angle of internal friction  
Conversion factor  
Lateral pressure ratio  
Conversion factor  
Wall friction coefficient  
Conversion factor  
Patch load solid reference factor  
Dynamic loading conditions due to stored solid (EN 1991-4:2006, Section 6.1.2)

min  
14,00  
33,03  
0,41  
0,41  
0,40

mean  
39,00  
36,00  
1,09  
0,45  
0,48  
0,40

max  
16,00  
39,24  
0,50  
0,56

Affects to the filling loads of hopper

Classification

Volume of the silo (calculated)  
Weight of content (calculated)  
Net capacity of silo (if calculated value is not correct)  
Capacity used in classification of silo  
Type of supporting (discrete / uniform)  
Action Assessment Class ("AAC"), according to EN 1991-4  
Consequence Class, according to EN 1993-4-1  
Type of silo -----  
Type of hopper

527 m<sup>3</sup>  
859 t  
0 t  
859 t  
Discrete  
AAC 2  
Class 2  
Slender  
Steep - 1

Can be left empty (only for determination of AAC)

NOTE!!! All strength verification due to discrete supports are not included in this program.  
Classification is only for information and it does not affect to calculation of this program  
NOTE!!! Consequence Class 3 always requires FEM analysis.

Material of structure

S235  
Corrosion allowances  
Hopper  
1st plate series in cylinder (near transition area)  
Other cylinder  
Yield strength  
Tensile strength  
Partial safety factors of materials  
Resistance of shell wall to plastic limit state  
Resistance of shell wall to stability  
Resistance of shell wall to rupture  
Resistance of shell wall to cyclic plasticity  
Resistance of connections  
Resistance of shell wall to fatigue

3 < t ≤ 16  
0 mm  
0 mm  
0 mm  
235 MPa  
360 MPa  
γ<sub>M0</sub>  
γ<sub>M1</sub>  
γ<sub>M2</sub>  
γ<sub>M4</sub>  
γ<sub>M5</sub>  
γ<sub>M6</sub>

1,00  
1,10  
1,25  
1,00  
1,25  
1,10

Fabrication tolerance Q

High  
Q  
25  
-

Lite 1  
Sivu 1/2

☑ Loads

Weight of roof structures	0,6	kN/m <sup>2</sup>
Additional load to roof	5	kN/m <sup>2</sup>
Point load (divided evenly to the wall)	0	kN
Seismic acceleration	0,1	g
Wind pressure	1	kN/m <sup>2</sup>

Partial factors of loads

Permanent loads	$\gamma_G$	1,35
Variable loads	$\gamma_Q$	1,50

Values between 1,35...1,75, usually 1,5

Summary of results

Weight/utilisation of silo structures	$U_{max}$	Weight
Cylinder	99 %	21131 kg
Hopper		3542 kg
Roof (structures not dimensioned)	N/A	1847 kg
Local flexure at the transition	435 %	Check neglected!
Resistance based on elastic evaluation	66 %	
Resistance against in-plane buckling	N/A	
Resistance against out-of-plane buckling	0 %	
Supporting	0 %	0 kg

Not checked! If  $\beta > 10$  degrees, this verification may be omitted.

Accessory reservation	3 %	796 kg
Total weight		27315 kg

Plates per dimension

Cylinder	Hopper	Supporting
PL7 x 39 m2 - 2143 kg	PL14 x 17,4 m2 - 1909,4 kg	See "Chosen plates"
PL8 x 214,3 m2 - 13472,7 kg	PL6 x 34,7 m2 - 1632,2 kg	
PL9 x 19,5 m2 - 1378,1 kg		
PL13 x 19,5 m2 - 1991,9 kg		
PL14 x 19,5 m2 - 2145,5 kg		

Discrete support -> hopper wall thickness at least equal to silo wall thickness at transition

Chosen plates

Cylinder	Hopper	Supporting
PL 7 x 1000 x 19478 - 1070,3 kg (19,48 m2)	PL 14 - 1909,4 kg (17,37 m2)	Type : Shell supported with engaged columns
PL 7 x 1000 x 19478 - 1070,3 kg (19,48 m2)	PL 6 - 906,8 kg (19,25 m2)	No weights available
PL 8 x 1000 x 19478 - 1223,2 kg (19,48 m2)	PL 6 - 544,1 kg (11,55 m2)	
PL 8 x 1000 x 19478 - 1223,2 kg (19,48 m2)	PL 6 - 181,4 kg (3,85 m2)	
PL 8 x 1000 x 19478 - 1223,2 kg (19,48 m2)		Ring at transition
PL 8 x 1000 x 19478 - 1223,2 kg (19,48 m2)		PL0 x 0 x 19478 - 0 kg
PL 8 x 1000 x 19478 - 1223,2 kg (19,48 m2)		
PL 8 x 1000 x 19478 - 1223,2 kg (19,48 m2)		
PL 8 x 1000 x 19478 - 1223,2 kg (19,48 m2)		
PL 8 x 1000 x 19478 - 1223,2 kg (19,48 m2)		
PL 8 x 1000 x 19478 - 1223,2 kg (19,48 m2)		
PL 8 x 1000 x 19478 - 1223,2 kg (19,48 m2)		
PL 8 x 1000 x 19478 - 1223,2 kg (19,48 m2)		
PL 8 x 1000 x 19478 - 1223,2 kg (19,48 m2)		
PL 9 x 1000 x 19478 - 1376,1 kg (19,48 m2)		
PL 13 x 1000 x 19478 - 1987,7 kg (19,48 m2)		
PL 14 x 1000 x 19478 - 2140,6 kg (19,48 m2)		

NOTE! Areas and weights include hopper to theoretical apex point!



```

Sub OptimizeButton()

    Dim min As Double
    Dim minh As Double
    Dim mins As Double
    Dim max As Double
    Dim inc As Double
    Dim tcyl As Double
    Dim i As Integer
    Dim j As Integer
    Dim e As Integer
    Dim n_err As Integer

    'Check of error messages
    n_err = 0
    For e = 1 To 200
        If Sheets("Initial data").Range("H" & e).Font.ColorIndex = 3
            And Sheets("Initial data").Range("H" & e).Text <> "" Then
                n_err = n_err + 1
            End If
    Next e
    If n_err > 0 Then
        MsgBox "Please correct errors. " & n_err & " errors were
            found.", vbCritical
        Exit Sub
    End If

    UnProtectSheet

    result = CopyLoadingRows
    result2 = CopyHopperLoadingRows

    If result <> 0 Or result2 <> 0 Then
        MsgBox "Calculation terminated! Please check initial data.",
            vbCritical, "Error in calculation"
        Exit Sub
    End If

    min = Sheets("Calculation").Range("C6").Value
    mins = Sheets("Supporting").Range("E19").Value
    max = Sheets("Calculation").Range("C7").Value
    inc = Sheets("Calculation").Range("C8").Value

    'Choose the smallest transition ring (=no ring at all)
    'Worksheets("Transition").Range("G22").Value = 0
    'Update the sheet
    Worksheets("Initial data").TransRingComboBox.ListIndex =
        Sheets("Transition").Range("G22").Value

    tcyl = OptimizeCylinder(min, max, inc)

    'If silo is discretely supported from shell [ENV 1993-4-1, Section
        5.4.4]
    'the hopper wall thickness will have a minimum value
    If Worksheets("Supporting").Range("D12").Value = 1 Or
        Worksheets("Supporting").Range("D12").Value = 3 Then
        'Check of uniform supporting conditions
        If Worksheets("Supporting").Range("C19").Value = True Or
            Worksheets("Supporting").Range("D19").Value = True Then
            'Basic min value is used

```

```

        minh = min
    Else
        'Hopper plate thickness at least the same like lowest
        cylinder plate
        minh = tcyl
    End If
Else
    'Legs and bracket are always discrete supports
    'Hopper plate thickness at least the same like lowest cylinder
    plate
    minh = tcyl
End If

'If 20% extra wall thickness is used in skirt
'Extra thickness is not needed if skirt is uniformly supported
If Sheets("Supporting").Range("D19").Value = True And _
    Sheets("Supporting").Range("C19").Value = False Then
    If WorksheetFunction.RoundUp(1.2 * tcyl, 0) > mins Then mins =
        WorksheetFunction.RoundUp(1.2 * tcyl, 0)
End If

'Muutettu järjestystä 26.4.2007
OptimizeSkirt mins, max, inc, tcyl
OptimizeHopper minh, min, max, inc
OptimizeTransition inc

'print results
For i = 0 To 19
    For j = 0 To 1
        Worksheets("Initial data").Range("plateresults").Offset(i,
            j).ClearContents
    Next j
Next i

For i = 0 To 100
    Worksheets("Initial data").Range("result").
        Offset(i,0).ClearContents
Next i

CollectCylinderPlatesToResults
CollectHopperPlatesToResults

ProtectSheet

End Sub

```

# Dimensioning calculations of silo according to EN 1991-4 and EN 1993-4-1:

Jimi Pulkka, 13.11.2007

## References:

Eurocode 1 - Actions on structures - Part 4: Silos and tanks  
Eurocode 3 - Design of steel structures. Part 4-1: Silos  
Rotter, J.M., Guide for the Economic Design of Circular Metal Silos  
Valtanen, E., Koneenrakentajan taulukkokirja, 11. painos

SFS-EN 1991-4:2006 (en)  
SFS-EN 1993-4-1:2007 (en)  
2001  
1997

## Determination of loads according to EN 1991-4:

Note

Input value

Result

### Properties of bulk material:

Sand

	Lower value:	Mean value:	Upper value:
Bulk unit weight:	$\gamma_l := 14 \frac{\text{kN}}{\text{m}^3}$	N/A	$\gamma_u := 16 \frac{\text{kN}}{\text{m}^3}$
Angle of repose:	$\phi_r := 36\text{deg}$	N/A	
Angle of internal friction:			
Mean value:	$\phi_{im} := 36\text{deg}$		
Factor:	$a_\phi := 1.09$	$\phi_{il} := \frac{\phi_{im}}{a_\phi}$	$\phi_{iu} := \phi_{im} \cdot a_\phi$
		$\phi_{il} = 33.028 \cdot \text{deg}$	$\phi_{iu} = 39.24 \cdot \text{deg}$
Lateral pressure ratio:			
Mean value:	$K_m := 0.45$		
Factor:	$a_K := 1.11$	$K_l := \frac{K_m}{a_K}$	$K_u := K_m \cdot a_K$
		$K_l = 0.405$	$K_u = 0.5$
Wall friction coefficient:			
Mean value:	$\mu_m := 0.48$		
Factor:	$a_\mu := 1.16$	$\mu_l := \frac{\mu_m}{a_\mu}$	$\mu_u := \mu_m \cdot a_\mu$
		$\mu_l = 0.414$	$\mu_u = 0.557$
Patch load solid reference number:			$C_{op} := 0.4$

Dynamic loading conditions are possible: DYN := 0  
- non-low cohesion or  
- mechanical interlocking of solid

## Main dimensions for silo

Characteristic diameter:

$$d_c := 6200 \text{ mm}$$

$$r_{\text{cyl}} := \frac{d_c}{2}$$

Characteristic height:

$$h_c := 16000 \text{ mm}$$

Eccentricity of the centre of outlet:

$$e_o := 0 \text{ mm}$$

Eccentricity of the centre of the top surface pile when the silo is full

$$e_t := 0 \text{ mm}$$

Maximum eccentricity of the surface pile during the filling process

$$e_f := 0 \text{ mm}$$

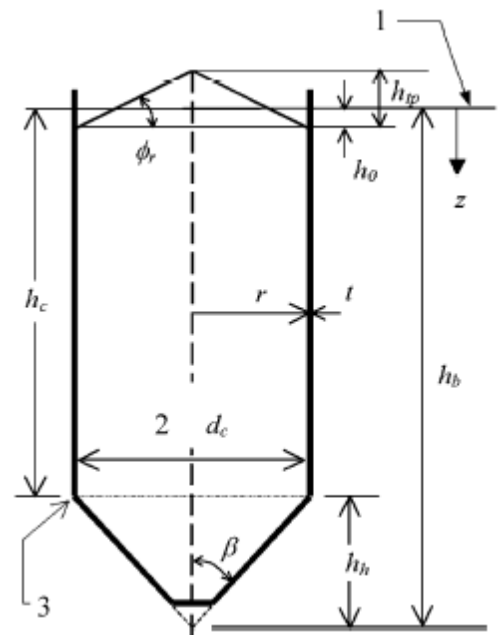
Wall thickness of silo

**NOTE! Plate thickness is at the coordinate and up to the next coordinate beginning from transition!**

input :=

	0	1
0	"z-coordinate [m]"	"plate thickness [mm]"
1	1	7
2	2	7
3	4	8
4	6	8
5	9	8
6	11	8
7	13	8
8	14	9
9	15	13
10	16	14
11	0	0

$$z := 0 \text{ m}, 1 \text{ m} \dots \text{input}_{10,0} \text{ m}$$



## Applied wall thicknesses

$$t(z) := \begin{aligned} & (z \leq \text{input}_{1,0} \text{ m}) \cdot \text{input}_{1,1} \text{ mm} \dots \\ & + (z > \text{input}_{1,0} \text{ m}) \cdot (z \leq \text{input}_{2,0} \text{ m}) \cdot \text{input}_{2,1} \text{ mm} \dots \\ & + (z > \text{input}_{2,0} \text{ m}) \cdot (z \leq \text{input}_{3,0} \text{ m}) \cdot \text{input}_{3,1} \text{ mm} \dots \\ & + (z > \text{input}_{3,0} \text{ m}) \cdot (z \leq \text{input}_{4,0} \text{ m}) \cdot \text{input}_{4,1} \text{ mm} \dots \\ & + (z > \text{input}_{4,0} \text{ m}) \cdot (z \leq \text{input}_{5,0} \text{ m}) \cdot \text{input}_{5,1} \text{ mm} \dots \\ & + (z > \text{input}_{5,0} \text{ m}) \cdot (z \leq \text{input}_{6,0} \text{ m}) \cdot \text{input}_{6,1} \text{ mm} \dots \\ & + (z > \text{input}_{6,0} \text{ m}) \cdot (z \leq \text{input}_{7,0} \text{ m}) \cdot \text{input}_{7,1} \text{ mm} \dots \\ & + (z > \text{input}_{7,0} \text{ m}) \cdot (z \leq \text{input}_{8,0} \text{ m}) \cdot \text{input}_{8,1} \text{ mm} \dots \\ & + (z > \text{input}_{8,0} \text{ m}) \cdot (z \leq \text{input}_{9,0} \text{ m}) \cdot \text{input}_{9,1} \text{ mm} \dots \\ & + (z > \text{input}_{9,0} \text{ m}) \cdot (z \leq \text{input}_{10,0} \text{ m}) \cdot \text{input}_{10,1} \text{ mm} \end{aligned}$$

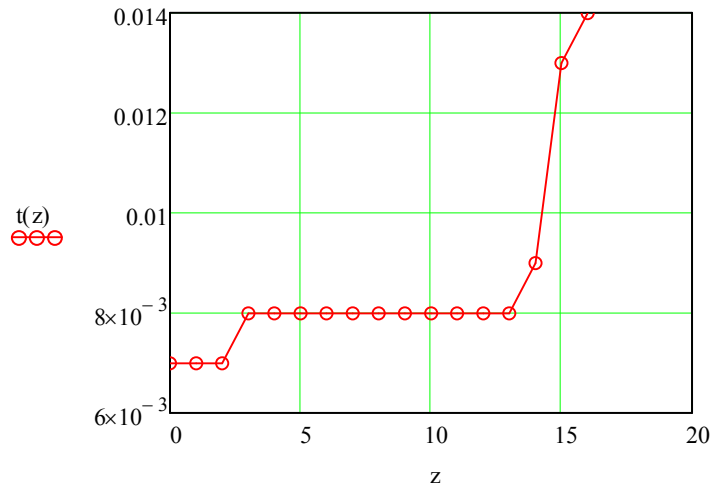
z =

0
1
2
3
4
5
6
7
8
9
10
11
12
13
14
15
16

t(z) =

7
7
7
8
8
8
8
8
8
8
8
8
8
8
9
13
14

### Wall thickness of silo cylinder



Slenderness of silo:  $\frac{h_c}{d_c} = 2.581$  (under 1 -> Squat, over 2 -> Slender, other -> intermediate)

Forced as squat: **Squat := 0**

$$SLE_1 := \left( \frac{h_c}{d_c} \geq 2 \right) \quad SLE_1 = 1$$

### Main dimensions for hopper

Height of hopper:  **$h_{cone} := 4m$**  to the outlet

Diameter of outlet:  **$d_o := 0.5m$**

Height of hopper to the apex (apparent intersection):

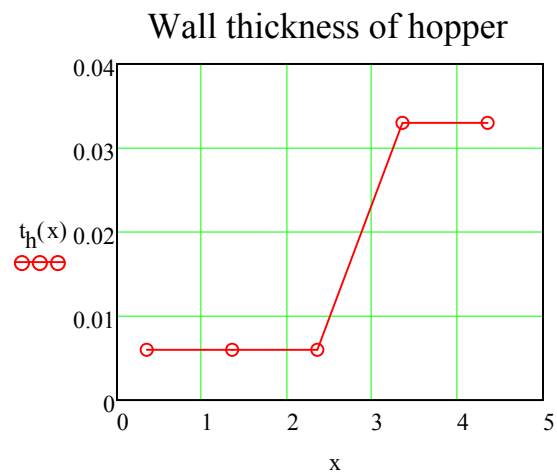
$$h_h := \left( 1 + \frac{d_o}{d_c - d_o} \right) \cdot h_{cone} \quad h_h = 4350.877 \cdot mm$$

Wall thickness of hopper  $x := (h_h - h_{cone}) \cdot \left[ (h_h - h_{cone}) + \frac{h_{cone}}{4} \right] \cdot h_h$

$$t_h(x) := \begin{cases} x < \left( h_h - h_{cone} + \frac{h_{cone}}{4} \right) \cdot 6 \cdot mm \dots \\ + \left\{ x \geq h_h - h_{cone} + \frac{h_{cone}}{4} \right\} \cdot \left( x < h_h - h_{cone} + \frac{2 \cdot h_{cone}}{4} \right) \cdot 6 \cdot mm \dots \\ + \left\{ x \geq h_h - h_{cone} + \frac{2 \cdot h_{cone}}{4} \right\} \cdot \left( x < h_h - h_{cone} + \frac{3 \cdot h_{cone}}{4} \right) \cdot 6 \cdot mm \dots \\ + \left\{ x \geq h_h - h_{cone} + \frac{3 \cdot h_{cone}}{4} \right\} \cdot (x \leq h_h) \cdot 33 \cdot mm \end{cases}$$

Angle of inclination:  $\beta := \text{atan}\left(\frac{d_c}{2 \cdot h_h}\right) \quad \beta = 35.47 \cdot \text{deg}$

$x =$	$t_h(x) =$	$r(x) := \tan(\beta) \cdot x + 0.01 \text{ mm}$	$r(x) =$
0.351 m	6 ·mm		250.01 ·mm
1.351	6		962.51
2.351	6		$1.675 \cdot 10^3$
3.351	33		$2.388 \cdot 10^3$
4.351	33		$3.1 \cdot 10^3$



Max weight of solid W in hopper:

$$W(x,\gamma) := \pi \cdot r(x)^2 \cdot \frac{x}{3} \cdot \gamma \qquad W(h_h,\gamma_u) = 700570.128 \text{ N}$$

**Determination of thin/thick-walled silo**

$$\frac{d_c}{t(0)} = 885.714$$

Thin_walled(z) := $\frac{d_c}{t(z)} > 200$	$z =$	Thin_walled(z) =
	0 ·m	1
	1	1
	2	1
	3	1
	4	1
	5	1
	6	1
	7	1
	8	1
	9	1
	10	1
	11	1
	12	1
	13	1
	14	1
	15	1
	16	1

## Determination of Action Assessment Class

According to Table 2.1

$$\text{Cap} := \frac{\frac{d_c^2 \cdot \pi}{4} \cdot h_c \cdot \left( \frac{\gamma_l + \gamma_u}{2} \right) + W \left[ h_h, \left( \frac{\gamma_l + \gamma_u}{2} \right) \right]}{g} \quad \text{Cap} = 805836 \text{ kg}$$

$$\text{Eccentric} := \frac{e_o}{d_c} \quad \text{Eccentric} = 0$$

$$\text{AAC} := \begin{cases} 1 & \text{if } \text{Cap} < 100000 \text{ kg} \\ 3 & \text{if } \text{Cap} > 10000000 \text{ kg} \vee \left( \text{Cap} > 1000000 \text{ kg} \wedge \frac{e_o}{d_c} > 0.25 \right) \vee \left( \text{Cap} > 1000000 \text{ kg} \wedge \text{Squat} \wedge \frac{e_t}{d_c} > 0.25 \right) \\ 2 & \text{otherwise} \end{cases}$$

$$\text{AAC} = 2$$

## Material properties and partial safety factors

Material S235:

$$f_y := 235 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$f_u := 360 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$E := 210000 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

$$\nu := 0.3$$

Safety factors for resistance of material:

$$\text{Resistance of welded or bolted shell wall to plastic limit state} \quad \gamma_{M0} := 1.0$$

$$\text{Resistance of shell wall to stability} \quad \gamma_{M1} := 1.1$$

$$\text{Resistance of welded or bolted shell wall to rupture} \quad \gamma_{M2} := 1.25$$

$$\text{Resistance of shell wall to cyclic plasticity} \quad \gamma_{M4} := 1$$

$$\text{Resistance of connections} \quad \gamma_{M5} := 1.25$$

$$\text{Resistance of shell wall to fatigue} \quad \gamma_{M6} := 1.1$$

## Partial factors for actions

$$\gamma_G := 1.35$$

Partial factor  $\gamma_Q$ :

- Toxic, corrosive or dangerous solid content: 1,75 (Rotter's "Economic design of circular metal silos")

- Non-toxic, non-corrosive or non-dangerous solid content : 1,5 (SFS-EN 1990 Annex A & Rotter's "Economic design of circular metal silos")

- If the maximum depth of liquid and the maximum weight of heaviest stored liquid are defined, the value may be reduced to 1,35 (SFS-EN 1991-4, Annex A)

$$\gamma_Q := 1.5$$

## Silos with discrete supports

No bending effects allowed due to horizontal loads of eccentricity of leg

$$g := 9.81 \frac{\text{m}}{\text{s}^2}$$

Amount of legs

$$n := 8$$

Additional weight for silo roof:

$$F_{\text{roof}} := \frac{\pi \cdot d_c^2}{4} \cdot 5.6 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2}$$

$$F_{\text{roof}} = 169.068 \cdot \text{kN}$$

$$q_{\text{roof}} := \frac{F_{\text{roof}}}{\pi \cdot d_c}$$

$$q_{\text{roof}} = 8.68 \cdot \frac{\text{N}}{\text{mm}}$$

Seismic load factor compared to g:

$$a_{\text{seismic}} := 0.1$$

Wind pressure:

$$p_{\text{wind}} := 1 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2}$$

Top of silo supported or free to move:

$$\text{TopSupport} := 1$$

## Slender silos

Symmetrical filling load:

Plan cross-sectional area of silo:

$$A := \frac{\pi \cdot d_c^2}{4}$$

$$A = 30.191 \text{ m}^2$$

Internal perimeter of the plan cross-section of the silo:

$$U := d_c \cdot \pi$$

$$U = 19.478 \text{ m}$$

Janssen characteristic depth:

$$z_{0\_hf} := \frac{1}{K_u \cdot \mu_l} \cdot \frac{A}{U}$$

$$z_{0\_hf} = 7.499 \text{ m}$$

$$z_{0\_wf} := \frac{1}{K_u \cdot \mu_u} \cdot \frac{A}{U}$$

$$z_{0\_wf} = 5.573 \text{ m}$$

$$z_{0\_vf} := \frac{1}{K_l \cdot \mu_l} \cdot \frac{A}{U}$$

$$z_{0\_vf} = 9.24 \text{ m}$$

Asymptotic horizontal pressure at great depth:

$$p_{ho\_hf} := \gamma_u \cdot K_u \cdot z_{0\_hf} \quad p_{ho\_hf} = 59.933 \cdot \text{kPa}$$

$$p_{ho\_wf} := \gamma_u \cdot K_u \cdot z_{0\_wf} \quad p_{ho\_wf} = 44.54 \cdot \text{kPa}$$

$$p_{ho\_vf} := \gamma_u \cdot K_l \cdot z_{0\_vf} \quad p_{ho\_vf} = 59.933 \cdot \text{kPa}$$

Janssen pressure depth variation function:

$$Y_{J\_hf}(z) := 1 - e^{\frac{-z}{z_{0\_hf}}}$$

$$Y_{J\_wf}(z) := 1 - e^{\frac{-z}{z_{0\_wf}}}$$



$$Y_{J\_vf}(z) := 1 - e^{\frac{-z}{z_{0\_vf}}}$$

Horizontal pressure:

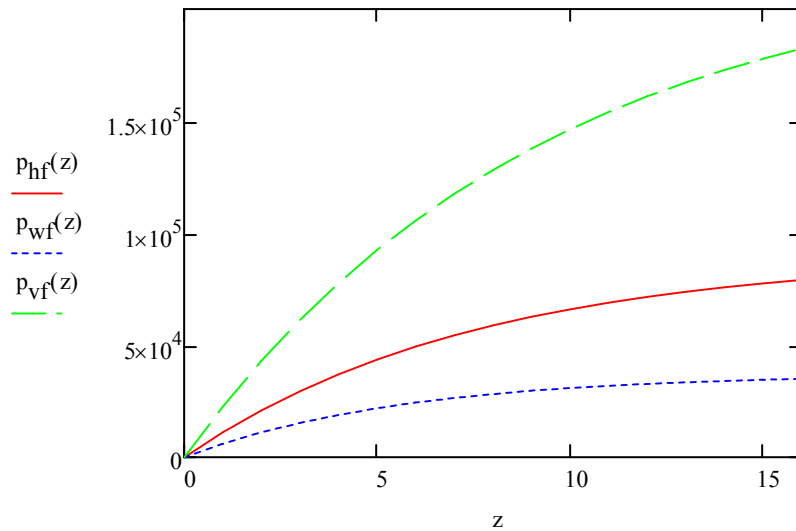
$$p_{hf}(z) := (p_{ho\_hf} \cdot Y_{J\_hf}(z)) \cdot \gamma_Q$$

Wall frictional traction after filling:

$$p_{wf}(z) := (\mu_u \cdot p_{ho\_wf} \cdot Y_{J\_wf}(z)) \cdot \gamma_Q$$

Vertical stress in stored solid after filling:

$$p_{vf}(z) := \left( \frac{p_{ho\_vf}}{K_1} \cdot Y_{J\_vf}(z) \right) \cdot \gamma_Q$$



$z =$	$p_{hf}(z) =$	$p_{wf}(z) =$	$p_{vf}(z) =$
0 m	0 ·kPa	0 ·kPa	0 ·kPa
1	11.223	6.11	22.747
2	21.045	11.217	43.16
3	29.641	15.485	61.48
4	37.164	19.052	77.92
5	43.747	22.033	92.674
6	49.509	24.524	105.915
7	54.551	26.606	117.797
8	58.964	28.346	128.461
9	62.826	29.801	138.031
10	66.206	31.016	146.619
11	69.164	32.032	154.326
12	71.753	32.881	161.242
13	74.018	33.59	167.449
14	76.001	34.183	173.02
15	77.736	34.679	178.019
16	79.255	35.093	182.505

Resulting characteristic value of the vertical force in the wall:

$$n_{zSk.f}(z_-) := \left[ \mu_u \cdot p_{ho\_wf} \cdot (z_- - z_{0\_wf} \cdot Y_{J\_wf}(z_-)) \right] \cdot \gamma_Q$$

$$n_{zSk.f}(h_c) = 399.624 \cdot \frac{N}{mm}$$

## Filling patch load

General requirements:

May be ignored if AAC = 1 (not implemented yet)

$$E_{-1} := 2 \cdot \frac{e_f}{d_c}$$

$$C_{pf} := \max \left[ 0.21 \cdot C_{op} \cdot \left( 1 + 2 \cdot E_{-1}^2 \right) \cdot \left[ 1 - e^{-1.5 \cdot \left[ \left( \frac{h_c}{d_c} \right) - 1 \right]} \right], 0 \right]$$

$$C_{pf} = 0.076$$

## Discharge loads on vertical walls

Discharge factor for horizontal pressure

$$e_o := \max(e_o, e_f) \quad e = 0$$

$$C_h := \begin{cases} 1.15 & \text{if } (AAC = 2 \vee AAC = 3) \wedge SLE_1 = 1 \\ 1.15 + 1.5 \cdot \left( 1 + 0.4 \cdot \frac{e}{d_c} \right) \cdot C_{op} & \text{if } AAC = 1 \wedge SLE_1 = 1 \end{cases} \quad C_h = 1.15$$

Discharge factor for wall frictional traction

$$C_w := \begin{cases} 1.1 & \text{if } (AAC = 2 \vee AAC = 3) \wedge SLE_1 = 1 \\ 1.4 + \left( 1 + 0.4 \cdot \frac{e}{d_c} \right) & \text{if } AAC = 1 \wedge SLE_1 = 1 \end{cases} \quad C_w = 1.1$$

$$p_{he}(z) := C_h \cdot p_{hf}(z) \quad p_{he}(h_c) = 91.143 \cdot \text{kPa}$$

$$p_{we}(z) := C_w \cdot p_{wf}(z) \quad p_{we}(h_c) = 38.602 \cdot \text{kPa}$$

$$n_{zSk.d}(z) := C_w n_{zSk.f}(z) \quad n_{zSk.d}(h_c) = 439.587 \cdot \frac{\text{N}}{\text{mm}}$$

## Filling and discharge patch load - substitute uniform pressure (EN 1991-4, Section 5.2.3)

Note! Allowed only for AAC 2.

$$E_{-2} := 2 \cdot \frac{\max(e_f, e_o)}{d_c} \quad E_{-2} = 0$$

$$\zeta(z) := \begin{cases} 0.5 & \text{if } \text{Thin\_walled}(z) = 1 \\ \max \left[ 0.5 + 0.01 \cdot \left( \frac{d_c}{t(z)} \right), 1 \right] & \text{otherwise} \end{cases}$$

$$C_{pe} := \begin{cases} 0.42 \cdot C_{op} \cdot \left( 1 + 2 \cdot E_{-2}^2 \right) \cdot \left[ 1 - \exp \left[ -1.5 \cdot \left[ \left( \frac{h_c}{d_c} \right) - 1 \right] \right] \right] & \text{if } \frac{h_c}{d_c} > 1.2 \\ 0.272 \cdot C_{op} \cdot \left( \frac{h_c}{d_c} - 1 + E_{-2} \right) & \text{otherwise} \end{cases} \quad C_{pe} = 0.152$$

$$p_{he,u}(z) := p_{he}(z) \cdot (1 + \zeta(z) \cdot C_{pe})$$

Applies both thin and thick walled silos by using different  $\zeta$ -value

$$p_{hf,u}(z) := p_{hf}(z) \cdot (1 + \zeta(z) \cdot C_{pf})$$

- " -

$$p_{we,u}(z) := p_{we}(z) \cdot (1 + C_{pe})$$

Applies only to thin walled silos

$$p_{wf,u}(z) := p_{wf}(z) \cdot (1 + C_{pf})$$

- " -

$p_{hf,u}(z) =$	$p_{he,u}(z) =$	$p_{wf,u}(z) =$	$p_{we,u}(z) =$
0 · kPa	0 · kPa	0 · kPa	0 · kPa
11.65	13.889	6.576	7.745
21.846	26.045	12.071	14.218
30.77	36.683	16.664	19.628
38.579	45.993	20.503	24.149
45.413	54.141	23.711	27.927
51.394	61.271	26.392	31.085
56.629	67.512	28.632	33.724
61.209	72.973	30.505	35.93
65.219	77.752	32.07	37.773
68.727	81.935	33.378	39.314
71.798	85.596	34.471	40.602
74.485	88.8	35.385	41.678
76.837	91.603	36.148	42.577
78.895	94.057	36.786	43.328
80.696	96.204	37.32	43.957
82.272	98.084	37.765	44.482

### Maximum loads used in dimensioning

$$p_h(z) := \max(p_{hf}(z), p_{he}(z), p_{hf,u}(z), p_{he,u}(z))$$

$$p_w(z) := \max(p_{wf}(z), p_{we}(z), p_{wf,u}(z), p_{we,u}(z))$$

$$n_{zSk,max}(z) := \max(n_{zSk,f}(z), n_{zSk,d}(z)) + q_{roof}$$

$p_h(z) =$	$p_w(z) =$	$n_{zSk,max}(z) =$	$\frac{n_{zSk,max}(z) \cdot d_c}{144} =$	$p_{vf}(z) =$
0 · kPa	0 · kPa	8.68 · $\frac{N}{mm}$	374 N	0 · kPa
13.889	7.745	12.141	523	22.747
26.045	14.218	21.755	937	43.16
36.683	19.628	36.511	1572	61.48
45.993	24.149	55.565	2392	77.92
54.141	27.927	78.211	3367	92.674
61.271	31.085	103.858	4472	105.915
67.512	33.724	132.013	5684	117.797
72.973	35.93	162.266	6986	128.461
77.752	37.773	194.271	8364	138.031
81.935	39.314	227.74	9805	146.619
85.596	40.602	262.432	11299	154.326
88.8	41.678	298.148	12837	161.242
91.603	42.577	334.719	14412	167.449
94.057	43.328	372.004	16017	173.02
96.204	43.957	409.886	17648	178.019
98.084	44.482	448.267	19300	182.505

## Loads on silo hoppers and silo bottoms

Steep hoppers      condition of steep hopper:  $\tan(\beta) = 0.713 < \frac{1 - K_1}{2 \cdot \mu_1} = 0.718$

$$STE := \tan(\beta) < \frac{1 - K_1}{2 \cdot \mu_1}$$

STE = 1

Determination of bottom load magnifier  $C_b$ :

$$C_b := \begin{cases} 1 & \text{if } (AAC = 2 \vee AAC = 3) \wedge DYN = 0 \\ 1.3 & \text{if } AAC = 1 \wedge DYN = 0 \\ 1.2 & \text{if } (AAC = 2 \vee AAC = 3) \wedge DYN = 1 \\ 1.6 & \text{if } AAC = 1 \wedge DYN = 1 \end{cases} \quad C_b = 1$$

$$p_{vft} := C_b \cdot p_{vft}(h_c) \quad p_{vft} = 182.505 \cdot \text{kPa}$$

$S := 2$       hopper shape coefficient for conical and square pyramidal hoppers

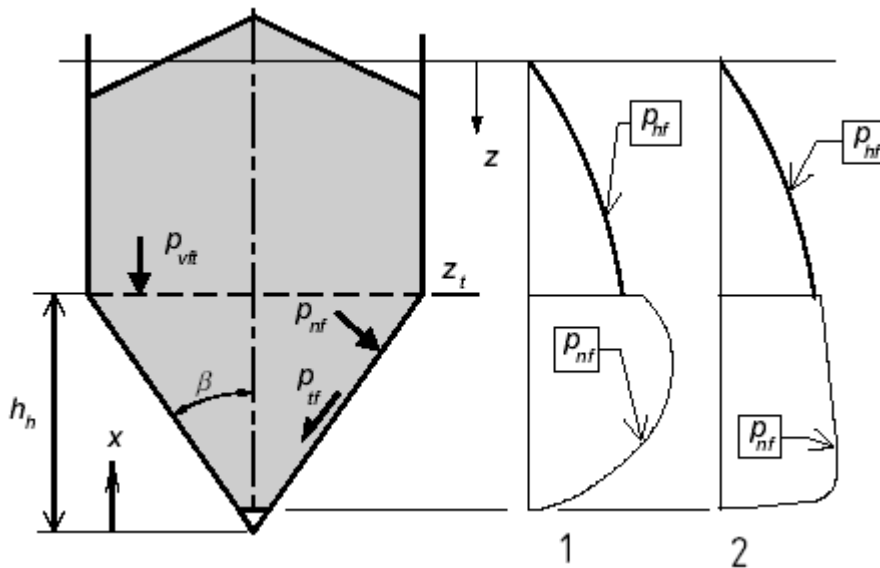
$\mu_h := \mu_l$       hopper wall friction (supposed to be the same than in cylindrical part)

$$\mu_{hu} := \mu_u$$

$\mu_{heff} := \mu_l$       lower characteristic value of hopper wall friction coefficient

Determination of parameters F:

Filling loads in steep hoppers:



Key

- 1 Steep
- 2 Shallow

Characteristic value of the hopper pressure ratio in filling

$$F_f := 1 - \frac{0.2}{1 + \frac{\tan(\beta)}{\mu_h}}$$

$$F_f = 0.927$$

$$n_{filling} := S \cdot (1 - 0.2) \cdot \mu_h \cdot \cot(\beta)$$

$$n_{filling} = 0.929$$

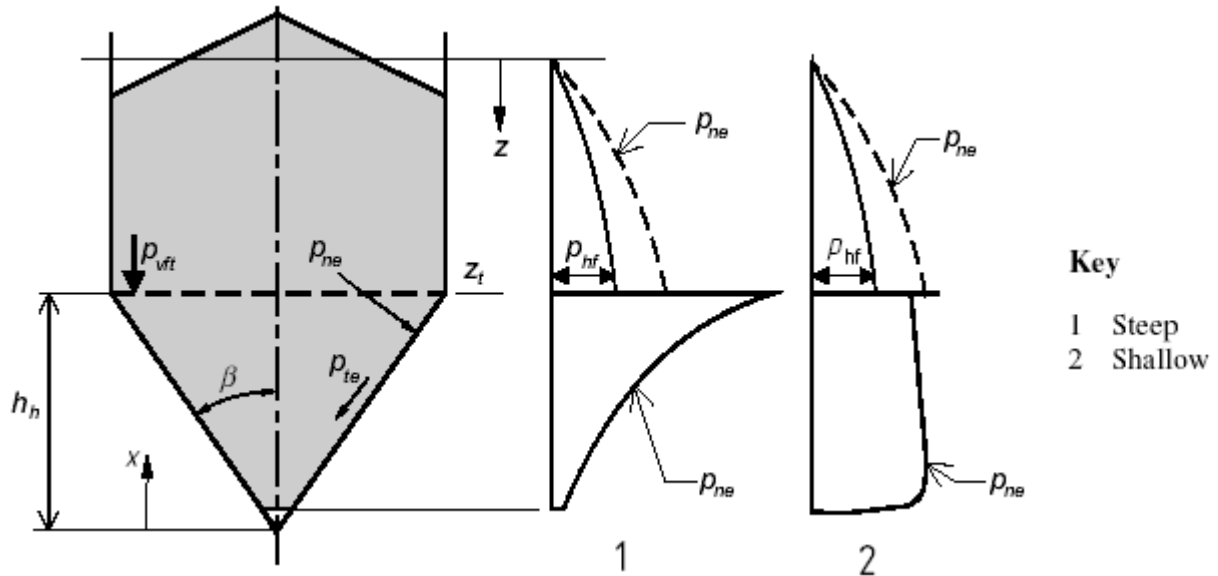
$$p_{vfilling}(x) := \left( \frac{\gamma_u \cdot h_h}{n_{filling} - 1} \right) \cdot \left[ \left( \frac{x}{h_h} \right) - \left( \frac{x}{h_h} \right)^{n_{filling}} \right] + p_{vft} \cdot \left( \frac{x}{h_h} \right)^{n_{filling}}$$

$$p_{nf}(x) := (STE = 1) \cdot (F_f \cdot p_{vfilling}(x))$$

$$p_{tf}(x) := (STE = 1) \cdot (\mu_{hu} \cdot F_f \cdot p_{vfilling}(x))$$

x =	$p_{vfilling}(x) =$	$p_{nf}(x) =$	$p_{tf}(x) =$
0.351 m	33.061 ·kPa	30.632 ·kPa	17.056 ·kPa
1.351	87.912	81.452	45.353
2.351	126.67	117.362	65.347
3.351	157.312	145.753	81.155
4.351	182.505	169.095	94.152

Discharge loads in steep hoppers:



$$\phi_{wh} := \text{atan}(\mu_h)$$

$$\phi_{wh} = 0.392$$

$$\varepsilon := \phi_{wh} + \text{asin}\left(\frac{\sin(\phi_{wh})}{\sin(\phi_{im})}\right)$$

$$\varepsilon = 1.101$$

Average of  $\phi_i$  is used!!!

$$F_e := \frac{1 + \sin(\phi_{im}) \cdot \cos(\varepsilon)}{1 - \sin(\phi_{im}) \cdot \cos(2 \cdot \beta + \varepsilon)}$$

characteristic value of the hopper pressure ratio in discharge

Average of  $\phi_i$  is used!!!

$$F_e = 0.899$$

$$n_{\text{discharge}} := S \cdot (F_e \cdot \mu_{\text{heff}} \cdot \cot(\beta) + F_e) - 2$$

$$n_{\text{discharge}} = 0.843$$

$$p_{v\text{discharge}}(x) := \left( \frac{\gamma_u \cdot h_h}{n_{\text{discharge}} - 1} \right) \cdot \left[ \left( \frac{x}{h_h} \right) - \left( \frac{x}{h_h} \right)^{n_{\text{discharge}}} \right] + p_{vft} \cdot \left( \frac{x}{h_h} \right)^{n_{\text{discharge}}}$$

$$p_{ne}(x) := (STE = 1) \cdot (F_e \cdot p_{v\text{discharge}}(x))$$

$$p_{te}(x) := (STE = 1) \cdot (\mu_h \cdot F_e \cdot p_{v\text{discharge}}(x))$$

x =	$p_{v\text{discharge}}(x) =$	$p_{ne}(x) =$	$p_{te}(x) =$
0.351 m	39.206 ·kPa	35.253 ·kPa	14.587 ·kPa
1.351	95.858	86.194	35.666
2.351	132.944	119.541	49.465
3.351	160.742	144.537	59.808
4.351	182.505	164.105	67.906

Dimensioning values:

$p_{vmax}(x) := \max(p_{vdischarge}(x), p_{vfilling}(x))$

$p_n(x) := \max(p_{nf}(x), p_{ne}(x))$

$p_t(x) := \max(p_{tf}(x), p_{te}(x))$

$p_{vmax}(x) =$

39.206	·kPa
95.858	
132.944	
160.742	
182.505	

$p_n(x) =$

35.253	·kPa
86.194	
119.541	
145.753	
169.095	

$p_t(x) =$

17.056	·kPa
45.353	
65.347	
81.155	
94.152	

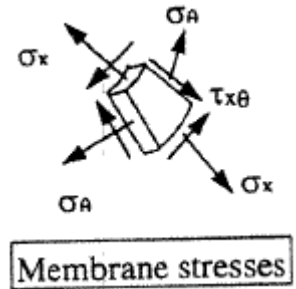
## Structural analysis of silo according to EN 1993-4-1:

### Silo barrel:

Circumferential membrane stress of silo wall:

$$\sigma_{\theta}(z) := \frac{d_c}{2} \cdot \frac{p_h(z)}{t(z)}$$

$z =$	$\sigma_{\theta}(z) =$	$\sigma_{\theta}(z) \cdot t(z) =$
0 m	0 $\frac{N}{mm^2}$	0 $\frac{N}{mm}$
1	6.151	43.057
2	11.534	80.739
3	14.215	113.717
4	17.822	142.578
5	20.979	167.836
6	23.743	189.941
7	26.161	209.286
8	28.277	226.216
9	30.129	241.033
10	31.75	253.999
11	33.168	265.347
12	34.41	275.279
13	35.496	283.97
14	32.397	291.577
15	22.941	298.234
16	21.719	304.06



Weights of content and structures:

$$F_{cyl,cont}(z) := \frac{d_c^2 \cdot \pi}{4} \cdot z \cdot (\gamma_u)$$

$$F_{hop,cont} := W[h_h, (\gamma_u)]$$

$$F_{cyl}(z) := \pi \cdot d_c \cdot 7850 \frac{kg}{m^3} \cdot g \cdot \int_0^z t(z) dz$$

$$F_{hopper} := \pi \cdot \left( 7850 \frac{kg}{m^3} \cdot g \right) \cdot \left( \int_0^{h_h} \sqrt{r(x)^2 + x^2} \cdot t_h(x) dx \right)$$

$$F_{cyl,cont}(z) =$$

0	· kN
483.051	
966.103	
1449.154	
1932.205	
2415.256	
2898.308	
3381.359	
3864.41	
4347.462	
4830.513	
5313.564	
5796.615	
6279.667	
6762.718	
...	

$$F_{hop,cont} = 700.57 \cdot kN$$

$$F_{cyl}(z) =$$

0	· kN
10.5	
20.999	
33.035	
44.999	
56.955	
69.034	
81.022	
92.998	
105.073	
116.953	
128.98	
141.032	
152.949	
166.508	
...	

$$F_{hopper} = 47.744 \cdot kN$$

Horizontal loads:

$$F_{\text{seismic}}(z) := (F_{\text{cyl,cont}}(z) + F_{\text{cyl}}(z)) \cdot a_{\text{seismic}}$$

$$F_{\text{wind}}(z) := p_{\text{wind}} \cdot z \cdot d_c$$

$$F_{\text{horiz,roof}} := F_{\text{roof}} \cdot a_{\text{seismic}}$$

$$F_{\text{horiz}}(z) := \max(F_{\text{seismic}}(z), F_{\text{wind}}(z))$$

Seismic acceleration and wind does not exist at the same moment.

$$q_{\text{horiz}} := \frac{F_{\text{horiz}}(h_c)}{h_c}$$

$$q_{\text{horiz}} = 49.598 \cdot \frac{\text{N}}{\text{mm}}$$

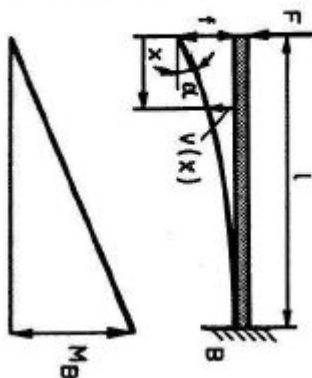
In determination of force from supporting the following assumption is made:

-> Only loads above the point in question can cause full compressive stresses above point.

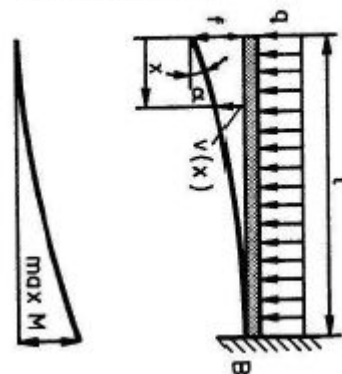
Forces below will cause compression above support partially.

Horizontal support reactions at the transition (bottom) and at top of silo:

Seismic force from roof load  
(top of silo is free):



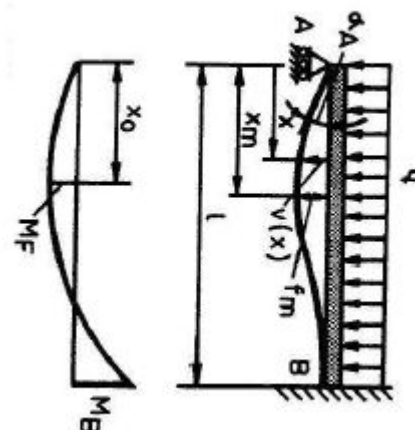
Seismic force from content and shell  
(top of silo is free):



Seismic force from roof load:  
(top of silo supported)

Force is transmitted directly to the upper support as a reaction force.

Seismic force from content and shell  
(top of silo supported):





$$F_{\text{horiz.bottom}} := \begin{cases} F_{\text{horiz}}(h_c) + F_{\text{horiz.roof}} & \text{if TopSupport} = 0 \\ \left(\frac{5}{8} \cdot F_{\text{horiz}}(h_c)\right) & \text{if TopSupport} = 1 \end{cases} \quad F_{\text{horiz.bottom}} = 495.981 \cdot \text{kN}$$

$$F_{\text{horiz.top}} := \begin{cases} 0 \text{ kN} & \text{if TopSupport} = 0 \\ \left(\frac{3}{8} \cdot F_{\text{horiz}}(h_c) + F_{\text{horiz.roof}}\right) & \text{if TopSupport} = 1 \end{cases}$$

$$F_{\text{horiz.top}} = 314.496 \cdot \text{kN}$$

$$F_{\text{horiz.bottom}} + F_{\text{horiz.top}} = 810.477 \cdot \text{kN}$$

Bending moment in silo (absolute value):

$$M_{\text{sup}}(z) := \left| F_{\text{horiz.top}} \cdot z - F_{\text{horiz}}(z) \cdot \frac{z}{2} - F_{\text{horiz.roof}} \cdot z \right|$$

$$M_{\text{sup}}(z) =$$

0	·kN·m
272.911	
496.468	
670.438	
794.915	
869.892	
895.331	
871.289	
797.748	
674.659	
502.156	
280.078	
8.478	
312.545	
684.214	
...	

Support force is calculated only at transition zone of silo.  
(same force is used in every point of silo)

## Discrete supports

$$b_{\text{legbase}} := 1000 \text{ mm}$$

This area is not supposed to buckle and therefore shall be provided with appropriate stiffening.

Only a portion  $\psi_{\text{hopper}}$  of loads below supporting point are considered as compressive stresses above discrete support.

$$\psi_{\text{hop}} := \frac{\pi \cdot d_c - n \cdot b_{\text{legbase}}}{\pi \cdot d_c} \quad \psi_{\text{hop}} = 0.589$$

$$F_{\text{sup}}(z) := \frac{\gamma_Q \cdot F_{\text{cyl.cont}}(z) + \gamma_G \cdot F_{\text{cyl}}(z) + \psi_{\text{hop}} \cdot (\gamma_Q \cdot F_{\text{hop.cont}} + \gamma_G \cdot F_{\text{hopper}}) + \gamma_Q \cdot F_{\text{roof}}}{n} + \frac{4 \cdot M_{\text{sup}}(z)}{n \cdot d_c}$$

$F_{\text{seismic}}(z) =$	$F_{\text{wind}}(z) =$	$F_{\text{horiz}}(z) =$	$F_{\text{sup}}(z) =$
0 ·kN	0 ·kN	0 ·kN	113.854 ·kN
49.355	6.2	49.355	228.207
98.71	12.4	98.71	338.579
148.219	18.6	148.219	445.212
197.72	24.8	197.72	547.842
247.221	31	247.221	646.478
296.734	37.2	296.734	741.14
346.238	43.4	346.238	831.796
395.741	49.6	395.741	918.458
445.253	55.8	445.253	1001.142
494.747	62	494.747	1079.807
544.254	68.2	544.254	1154.499
593.765	74.4	593.765	1225.202
643.262	80.6	643.262	1342.307
692.923	86.8	692.923	1465.14
...	...	...	...

Meridional compressive membrane stress of silo wall:

$$m_{\text{cyl}}(z) := \pi \cdot d_c \cdot 7850 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \cdot \int_0^z t(z) dz + \frac{F_{\text{roof}}}{g}$$

$$\sigma_{x\_dw}(z) := \frac{m_{\text{cyl}}(z) \cdot g + F_{\text{roof}}}{\pi \cdot d_c \cdot t(z)}$$

$$I_{\text{silo}}(z) := \frac{\pi \cdot d_c^3 \cdot t(z)}{8} \quad \text{Moment of inertia for cylindrical part}$$

$$\sigma_{x.\text{horiz}}(z) := \frac{M_{\text{sup}}(z)}{I_{\text{silo}}(z)} \cdot \frac{d_c}{2}$$

$$\sigma_{x.\text{frict}}(z) := \frac{n_z S_{k.\text{max}}(z)}{t(z)}$$

$$\sigma_x(z) := \sigma_{x.\text{frict}}(z) + \sigma_{x\_dw}(z) + \sigma_{x.\text{horiz}}(z)$$

$z =$	$t(z) =$	$n_{zSk.max}(z) =$	$\sigma_{x.frict}(z) =$	$\sigma_{x.dw}(z) =$	$\sigma_{x.horiz}(z) =$	$\sigma_x(z) =$
0 m	7 ·mm	8.7 · $\frac{N}{mm}$	1.24 ·MPa	2.48 ·MPa	0 ·MPa	3.72 ·MPa
1	7	12.1	1.734	2.56	1.29	5.583
2	7	21.8	3.108	2.63	2.35	8.091
3	8	36.5	4.564	2.38	2.78	9.722
4	8	55.6	6.946	2.46	3.29	12.696
5	8	78.2	9.776	2.54	3.6	15.913
6	8	103.9	12.982	2.61	3.71	19.302
7	8	132	16.502	2.69	3.61	22.799
8	8	162.3	20.283	2.77	3.3	26.353
9	8	194.3	24.284	2.84	2.79	29.921
10	8	227.7	28.467	2.92	2.08	33.467
11	8	262.4	32.804	3	1.16	36.961
12	8	298.1	37.269	3.08	0.04	40.379
13	8	334.7	41.84	3.15	1.29	46.285
14	9	372	41.334	2.88	2.52	46.731
...	...	...	...	...	...	...

Von Mises stress:

$$\sigma_{Eq}(z) := \sqrt{\sigma_{\theta}(z)^2 + \sigma_x(z)^2 - \sigma_{\theta}(z) \cdot \sigma_x(z) + 3 \cdot \tau_{x\theta}(z)^2}$$

$$\tau_{x\theta}(z) := 0 \frac{N}{mm^2}$$

$$\sigma_{Eq}(z) =$$

3.72
5.888
10.256
12.585
15.892
18.961
21.863
24.652
27.366
30.026
32.642
35.218
37.75
41.945
41.466
31.899
32.835

$$f_{e.Rd} := \frac{f_y}{\gamma_{M0}}$$

$$f_{e.Rd} = 235 \cdot \frac{N}{mm^2}$$

## Buckling under axial compression is silo wall:

Quality parameter:

$$Q := 25$$

16 - Normal (Compulsory for AAC1)

25 - High

40 - Excellent (Only permitted for Class 3)

$$w_{ok}(z) := \frac{t(z)}{Q} \cdot \sqrt{\frac{r_{cyl}}{t(z)}}$$

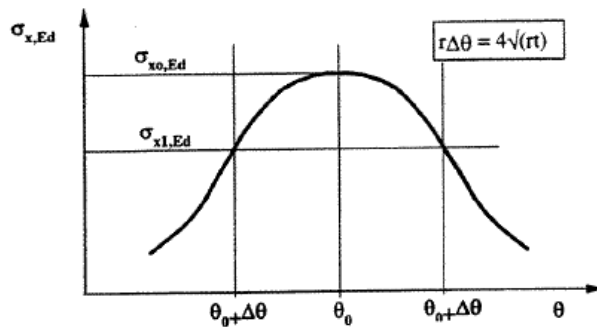
Stress distribution in determination of allowable compression stress is not utilized  $\rightarrow \sigma_{x0.Ed} = \sigma_{x1.Ed}$

$$\sigma_{x0.Ed} := 1 \frac{N}{mm^2}$$

$$\sigma_{x1.Ed} := 1 \frac{N}{mm^2}$$

$$j(z) := 0.25 \cdot \sqrt{\frac{r_{cyl}}{t(z)}} \cdot \arccos\left(\frac{\sigma_{x1.Ed}}{\sigma_{x0.Ed}}\right)$$

$$b_1(z) := 0.5 \cdot \sqrt{\frac{t(z)}{r_{cyl}}}$$



$\psi_b := 0.4$  Effective reduction on representative imperfection for global bending conditions according to EN 1993-4-1 Section 5.3.2.4

$$b_2(z) := \frac{1 - b_1(z)}{\psi_b} - 1$$

$$\psi(z) := \frac{1 - b_1(z) \cdot j(z)}{1 + b_2(z) \cdot j(z)}$$

$$\alpha_0(z) := \frac{0.62}{1 + 1.91 \cdot \psi(z) \cdot \left(\frac{w_{ok}(z)}{t(z)}\right)^{1.44}}$$

$z =$	$b_1(z) =$	$b_2(z) =$	$j(z) =$	$\psi(z) =$	$w_{ok}(z) =$	$\alpha_0(z) =$
0	0.024	1.441	0	1	5.892	0.249
1	0.024	1.441	0	1	5.892	0.249
2	0.024	1.441	0	1	5.892	0.249
3	0.025	1.436	0	1	6.299	0.263
4	0.025	1.436	0	1	6.299	0.263
5	0.025	1.436	0	1	6.299	0.263
6	0.025	1.436	0	1	6.299	0.263
7	0.025	1.436	0	1	6.299	0.263
8	0.025	1.436	0	1	6.299	0.263
9	0.025	1.436	0	1	6.299	0.263
10	0.025	1.436	0	1	6.299	0.263
11	0.025	1.436	0	1	6.299	0.263
12	0.025	1.436	0	1	6.299	0.263
13	0.025	1.436	0	1	6.299	0.263
14	0.027	1.433	0	1	6.681	0.276
15	0.032	1.419	0	1	8.03	0.317
16	0.034	1.416	0	1	8.333	0.325

Critical buckling stress:  $\sigma_{xRc}(z) := \frac{E}{\sqrt{3 \cdot (1 - \nu^2)}} \cdot \frac{t(z)}{r_{cyl}}$

$\sigma_{xRc}(z) =$	$\cdot \frac{N}{mm^2}$
286.995	
286.995	
286.995	
327.994	
327.994	
327.994	
327.994	
327.994	
327.994	
327.994	
327.994	
327.994	
327.994	
327.994	
327.994	
368.994	
532.991	
573.99	

Minimum internal pressure to the silo wall:  $p := 0 \frac{N}{mm^2}$  Safe side assumption. Internal pressure is neglected.

$p''(z) := \frac{p \cdot r_{cyl}}{t(z) \cdot \sigma_{xRc}(z)}$  Calculated with minimum pressure: **now  $p''(z)=0$**

$\alpha_{pe}(z) := \alpha_0(z) + (1 - \alpha_0(z)) \cdot \left( \frac{p''(z)}{p''(z) + \frac{0.3}{\sqrt{\alpha_0(z)}}} \right)$

$\delta(z) := \left( \frac{1}{400} \right) \cdot \left( \frac{r_{cyl}}{t(z)} \right)$

$\lambda''_x(z) := \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{xRc}(z)}}$

$$p_{\text{ww}}^{\cdot\cdot}(z) := \frac{\frac{p_h(z)}{\gamma_Q} \cdot r_{\text{cyl}}}{t(z) \cdot \sigma_{xRc}(z)}$$

Calculated with maximum pressure  
(Note that  $\gamma_Q$  is to be excluded)

$$\alpha_{pp}(z) := \left[ 1 - \left( \frac{p^{\cdot\cdot}(z)}{\lambda_{x^{\cdot\cdot}}^2(z)} \right)^2 \right] \cdot \left( 1 - \frac{1}{\frac{3}{1.12 + s(z)^2}} \right) \cdot \left[ \frac{s(z)^2 + 1.21 \cdot \lambda_{x^{\cdot\cdot}}^2(z)}{s(z) \cdot (s(z) + 1)} \right]$$

$p^{\cdot\cdot}(z) =$	$\alpha_0(z) =$	$\alpha_{pe}(z) =$	$\alpha_{pp}(z) =$	$s(z) =$	$\psi(z) =$
0	0.249	0.249	0.534	1.107	1
0.014	0.249	0.249	0.534	1.107	1
0.027	0.249	0.249	0.534	1.107	1
0.029	0.263	0.263	0.489	0.969	1
0.036	0.263	0.263	0.489	0.969	1
0.043	0.263	0.263	0.488	0.969	1
0.048	0.263	0.263	0.488	0.969	1
0.053	0.263	0.263	0.487	0.969	1
0.057	0.263	0.263	0.487	0.969	1
0.061	0.263	0.263	0.487	0.969	1
0.065	0.263	0.263	0.486	0.969	1
0.067	0.263	0.263	0.486	0.969	1
0.07	0.263	0.263	0.485	0.969	1
0.072	0.263	0.263	0.485	0.969	1
0.059	0.276	0.276	0.448	0.861	1
0.029	0.317	0.317	0.342	0.596	1
0.025	0.325	0.325	0.322	0.554	1

Determination of reduction factors  $\lambda_x$ :

$$\lambda_0^{\cdot\cdot} := 0.2$$

$$\alpha(z) := \min(\alpha_{pe}(z), \alpha_{pp}(z))$$

$$\lambda_p^{\cdot\cdot}(z) := \sqrt{2.5 \cdot \alpha(z)}$$

$\alpha(z) =$	$\lambda_{x^{\cdot\cdot}}^2(z) =$	$\lambda_p^{\cdot\cdot}(z) =$
0.249	0.819	0.789
0.249	0.819	0.789
0.249	0.819	0.789
0.263	0.716	0.811
0.263	0.716	0.811
0.263	0.716	0.811
0.263	0.716	0.811
0.263	0.716	0.811
0.263	0.716	0.811
0.263	0.716	0.811
0.263	0.716	0.811
0.263	0.716	0.811
0.263	0.716	0.811
0.263	0.716	0.811
0.276	0.637	0.831
0.317	0.441	0.891
0.322	0.409	0.898

$$\chi_x(z) := \begin{cases} 1 & \text{if } \lambda_x(z) < \lambda_0 \\ \frac{\alpha(z)}{\lambda_x(z)^2} & \text{if } \lambda_p(z) \leq \lambda_x(z) \\ 1 - 0.6 \cdot \left( \frac{\lambda_x(z) - \lambda_0}{\lambda_p(z) - \lambda_0} \right) & \text{otherwise} \end{cases}$$

Characteristic buckling stress:  $\sigma_{xRk}(z) := \chi_x(z) \cdot f_y$

Design buckling stress:  $\sigma_{xRd}(z) := \frac{\sigma_{xRk}(z)}{\gamma_{M1}}$

$\chi_x(z) =$	$\sigma_{xRk}(z) =$	$\sigma_{xRd}(z) =$
0.304	71.448	64.953
0.304	71.448	64.953
0.304	71.448	64.953
0.368	86.395	78.541
0.368	86.395	78.541
0.368	86.395	78.541
0.368	86.395	78.541
0.368	86.395	78.541
0.368	86.395	78.541
0.368	86.395	78.541
0.368	86.395	78.541
0.368	86.395	78.541
0.368	86.395	78.541
0.368	86.395	78.541
0.431	101.397	92.179
0.597	140.256	127.505
0.622	146.133	132.848

## Silo hopper

Design resistance of the joint at transition zone:

$$k_r := 0.9 \quad (k_r = 0.90 \text{ is recommended})$$

$$n_{\phi h.Rd}(x) := k_r \cdot t_h(x) \cdot \frac{f_u}{\gamma_{M2}} \quad n_{\phi h.Rd}(x) = \quad t_h(x) =$$

1555.2
1555.2
1555.2
8553.6
8553.6

 $\cdot \frac{N}{mm}$ 

6
6
6
33
33

 $\cdot mm$

Plastic mechanism at plate thickness changes or at the transition:

$$n_{\phi Rd.pl}(x) := \left( \frac{r(x) \cdot t_h(x) \cdot f_y}{r(x) - 2.4 \cdot \sqrt{\frac{r(x) \cdot t_h(x)}{\cos(\beta)}} \cdot \sin(\beta)} \right) \cdot \frac{\left( \frac{0.91 \cdot \mu_u + 0.27}{\mu_u + 0.15} \right)}{\gamma_{M0}}$$

$$x = \quad r(x) = \quad n_{\phi Rd.pl}(x) =$$

350.877
1.351·103
2.351·103
3.351·103
4.351·103

 $\cdot mm$ 

250.01
962.51
1.675·103
2.388·103
3.1·103

 $\cdot mm$ 

2258.085
1844.432
1763.203
11185.981
10773.679

 $\cdot \frac{N}{mm}$

## Stresses in hopper:

Meridional stresses from pressure  $p_{vmax}$  and weight of solid + structure below:

$$p_{vmax}(x) = \quad W(x, \gamma_u) =$$

39.206
95.858
132.944
160.742
182.505

 $\cdot kPa$ 

0.367
20.969
110.513
320.035
700.57

 $\cdot kN$

$$\sigma_{xh}(x) := \frac{p_{vmax}(x) \cdot r(x)}{2 \cdot \cos(\beta) \cdot t(x)} + \frac{W(x, \gamma_u) \cdot \gamma_Q}{2 \cdot \pi \cdot r(x) \cdot \cos(\beta) \cdot t(x)} \quad \sigma_{xh}(x) =$$

0.921
9.004
19.507
34.363
51.698

 $\cdot \frac{N}{mm^2}$

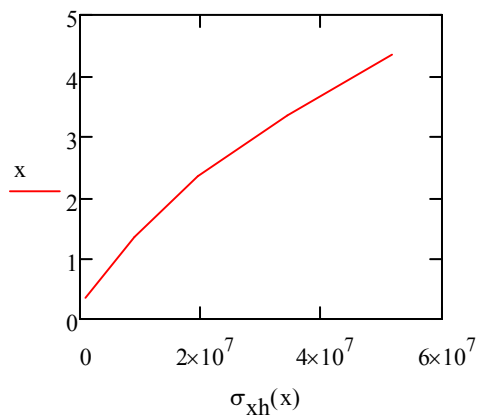
$$n_{\phi h.Ed.JPP}(x) := \frac{p_{vmax}(x) \cdot r(x)}{2 \cdot \cos(\beta)} + \frac{W(x, \gamma_u) \cdot \gamma_Q}{2 \cdot \pi \cdot r(x) \cdot \cos(\beta)} \quad (\text{not in use now!!!})$$

$$g_{sym} := 1.2 \quad (\text{the unsymmetrical stress augmentation factor, EN 1993-4-1 Section 6.3.2.3})$$

$$n_{\phi h.Ed.s}(x) := \gamma_Q \cdot \left( \frac{p_{vmax}(x)}{\gamma_Q} + \frac{\gamma_u \cdot h_h}{3} \right) \cdot \left( \frac{h_h}{2} \right) \cdot \sec(\beta) \cdot \tan(\beta) \quad (\text{From Rotter's book, page 137})$$



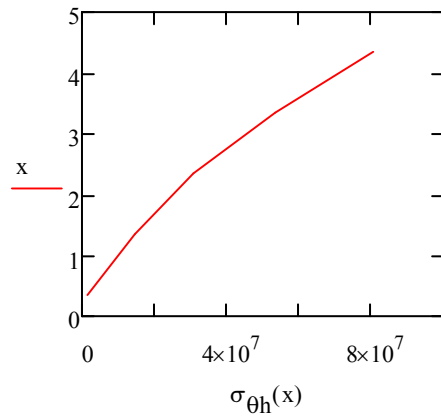
$$n_{\phi h.Ed}(x) := g_{sym} \cdot n_{\phi h.Ed.s}(x)$$



$$n_{\phi h.Ed}(x) = \begin{matrix} 169.033 \\ 298.416 \\ 383.116 \\ 446.602 \\ 496.304 \end{matrix} \cdot \frac{N}{mm}$$

Circumferential stresses from pressure  $p_n$ :

$$\sigma_{\theta h}(x) := \frac{p_n(x) \cdot r(x)}{\cos(\beta) \cdot t(x)}$$



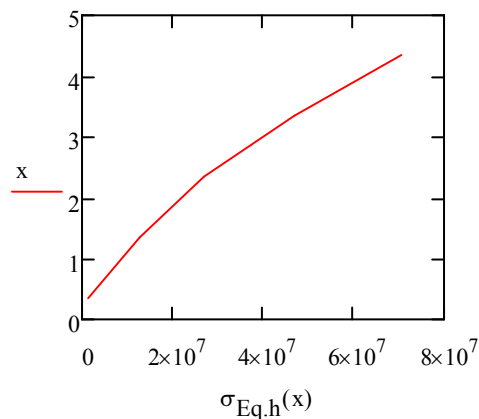
$$\sigma_{\theta h}(x) = \begin{matrix} 1.546 \\ 14.552 \\ 30.732 \\ 53.41 \\ 80.455 \end{matrix} \cdot \frac{N}{mm^2}$$

$$\tau_{x\theta h}(x) := 0 \frac{N}{mm^2}$$

Von Mises stress:

$$\sigma_{Eq.h}(x) := \sqrt{\sigma_{\theta h}(x)^2 + \sigma_{xh}(x)^2 - \sigma_{\theta h}(x) \cdot \sigma_{xh}(x) + 3 \cdot \tau_{x\theta h}(x)^2}$$

$$\sigma_{Eq.h}(x) = \begin{matrix} 1.347 \\ 12.721 \\ 26.935 \\ 46.884 \\ 70.614 \end{matrix} \cdot \frac{N}{mm^2}$$



$$\sigma_{h.Rd} := \frac{f_y}{\gamma_{M0}}$$

$$\sigma_{h.Rd} = 235 \cdot \frac{N}{mm^2}$$

### Local bending stress at the top of hopper:

Thickness of skirt (is used)

$$t_s := 0 \text{ mm}$$

Thickness of hopper at transition

$$t_{h\_} := t_h(h_h)$$

$$t_{h\_} = 33 \cdot \text{mm}$$

Thickness of cylinder at transition

$$t_c := t(h_c)$$

$$t_c = 14 \cdot \text{mm}$$

Transition ring dimensions:

$$b_r := 0 \text{ mm}$$

$$t_r := 0 \text{ mm}$$

$$A_{ep} := b_r \cdot t_r$$

$$A_{ep} = 0 \cdot \text{mm}^2$$

Factors  $\rho$ ,  $\eta$ ,  $a_1$ ,  $a_2$ ,  $a_3$  and  $\Delta$ :

$$\rho := 0.78 \cdot \sqrt{r(h_h)}$$

$$\rho = 43.429 \cdot \text{mm}^{0.5}$$

$$\eta := \sqrt{t_{h\_} \cdot \cos(\beta)}$$

$$\eta = 5.184 \cdot \text{mm}^{0.5}$$

$$a_1 := t_s^{\frac{3}{2}} + t_c^{\frac{3}{2}} + \frac{t_{h\_}^{\frac{3}{2}}}{\sqrt{\cos(\beta)}} + \frac{A_{ep}}{\rho}$$

$$a_1 = 262.445 \cdot \text{mm}^{1.5}$$

$$a_2 := t_s^2 - t_c^2 + t_{h\_}^2$$

$$a_2 = 893 \cdot \text{mm}^2$$

$$a_3 := t_s^{\frac{5}{2}} + t_c^{\frac{5}{2}} + t_{h\_}^{\frac{5}{2}} \cdot \sqrt{\cos(\beta)}$$

$$a_3 = 6378.954 \cdot \text{mm}^{2.5}$$

$$\Delta := 2 \cdot a_1 \cdot a_3 - a_2^2$$

$$\Delta = 2550796.547 \cdot \text{mm}^4$$

Determination of effective force  $F_{e.Sd}$  and moment  $M_{e.Sd}$  acting on the transition ring:

$$x_h := 0.39 \cdot \sqrt{\frac{r(h_h) \cdot t_h}{\cos(\beta)}}$$

$$x_h = 138.222 \cdot \text{mm}$$

$$x_c := 0.39 \cdot \sqrt{r(h_h) \cdot t_c}$$

$$x_c = 81.248 \cdot \text{mm}$$

$$F_h := 2 \cdot x_h \cdot (0.85 - 0.15 \cdot \mu_1 \cdot \cot(\beta)) \cdot \frac{p_n(h_h)}{\gamma_Q}$$

$$F_h = 23.774 \cdot \frac{\text{N}}{\text{mm}} \quad \text{Lowest friction used}$$

$$F_c := 2 \cdot x_c \cdot \frac{\max(p_{hf}(h_c), p_{he}(h_c))}{\gamma_Q}$$

$$F_c = 9.874 \cdot \frac{\text{N}}{\text{mm}} \quad \text{No patch load is used here!}$$

$$n_{\varphi Sd\_} := \frac{p_{vmax}(h_h) \cdot r(h_h)}{2 \cdot \cos(\beta) \cdot \gamma_Q} + \frac{W(h_h, \gamma_u) \cdot \gamma_Q}{2 \cdot \pi \cdot r(h_h) \cdot \cos(\beta)}$$

$$n_{\varphi Sd\_} = 297.807 \cdot \frac{\text{N}}{\text{mm}}$$

$$F_{e.Sd} := n_{\varphi h.Ed}(h_h) \cdot \sin(\beta) - F_h - F_c$$

$$F_{e.Sd} = 254.345 \cdot \frac{\text{N}}{\text{mm}}$$

$$M_{e.Sd} := F_c \cdot x_c - F_h \cdot x_h$$

$$M_{e.Sd} = -2.484 \times 10^3 \text{ N}$$

Local bending stress:

$$\sigma_{b\varphi h.Ed} := - \left[ \left( \frac{6}{\Delta} \right) \cdot \left[ (a_2 - 2 \cdot a_1 \cdot \eta) \cdot M_{e.Sd} - \rho \cdot (a_3 - a_2 \cdot \eta) \cdot F_{e.Sd} \right] - \left( \frac{6}{t_{h\_}^2} \right) \cdot F_{e.Sd} \cdot x_h \right]$$

$$\sigma_{b\phi h.Ed} = 228.472 \cdot \frac{N}{mm^2}$$

$$\sigma_{b\phi h.Rd} := \frac{f_y}{\gamma_{M4}}$$

$$\sigma_{b\phi h.Rd} = 235 \cdot \frac{N}{mm^2}$$

### Transition junction

$$t_c = 14 \cdot mm$$

$$t_s = 0 \cdot mm \quad t_{av} := 0 mm$$

$$t_h(h_h) = 33 \cdot mm$$

Equivalent thicknesses.

$$t_{eqA} := t_c$$

$$t_{eqA} = 14 \cdot mm$$

$$t_{eqB} := \sqrt{t_h(h_h)^2 + t_s^2}$$

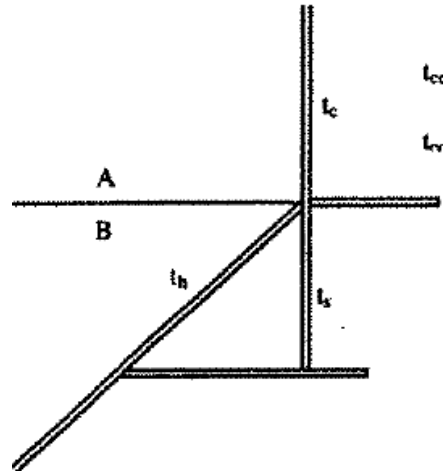
$$t_{eqB} = 33 \cdot mm$$

$$t_{eq.thinner} := \min(t_{eqA}, t_{eqB}) \quad t_{eq.thinner} = 14 \cdot mm$$

$$t_{eq.thicker} := \max(t_{eqA}, t_{eqB}) \quad t_{eq.thicker} = 33 \cdot mm$$

$$\alpha_1 := \frac{t_{eq.thinner}}{t_{eq.thicker}}$$

$$\alpha_1 = 0.424$$



Effective lengths and cross-sectionnal areas:

Thinner group:

$$l_{e1} := 0.778 \cdot \sqrt{r_{cyl} \cdot \frac{t_{eq.thinner}}{\cos(\beta)}}$$

$$l_{e1} = 179.597 \cdot mm$$

$$A_{e1} := l_{e1} \cdot t_{eq.thinner}$$

$$A_{e1} = 2514.36 \cdot mm^2$$

Thicker group:

$$l_{e2} := 0.389 \cdot \left(1 + 3 \cdot \alpha_1^2 - 2 \cdot \alpha_1^3\right) \cdot \sqrt{\frac{r_{cyl} \cdot t_{eq.thicker}}{\cos(\beta)}}$$

$$l_{e2} = 191.255 \cdot mm$$

$$A_{e2} := l_{e2} \cdot t_{eq.thicker}$$

$$A_{e2} = 6311.41 \cdot mm^2$$

Annular plate:

$$A_{ep} := \frac{b_r \cdot t_r}{1 + 0.8 \cdot \frac{b_r}{r_{cyl}}}$$

$$A_{ep} = 0 \cdot mm^2$$

Total effective area

$$A_{et} := A_{ep} + A_{e1} + A_{e2}$$

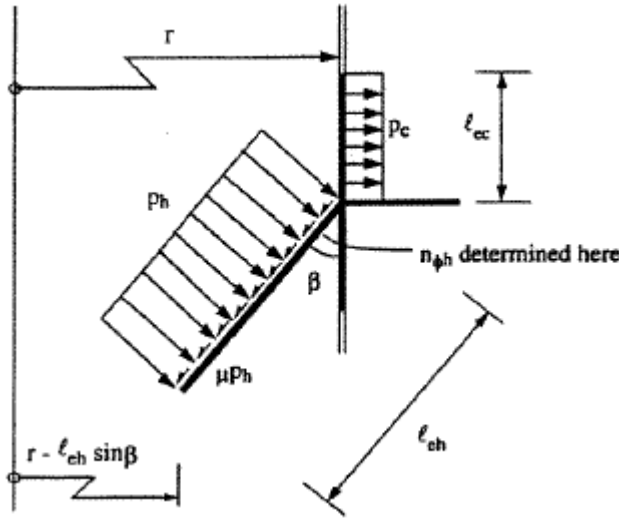
$$A_{et} = 8825.774 \cdot mm^2$$

Alternative way to determine total effective area (only valid for cylinder, skirt, hopper and annular plate)  
**Not used in calculation, for comparison only!**

$$\alpha_2 := \frac{t_c}{\sqrt{t_s^2 + t_h(h_h)^2}} \quad \alpha_2 = 0.424$$

$$\psi_{\text{alter}} := 0.5 \cdot \left( 1 + 3 \cdot \alpha_2^2 - 2 \cdot \alpha_2^3 \right) \psi = f(\text{Length}) \rightarrow \text{Unitless}$$

$$A_{\text{et.alter}} := A_{\text{ep}} + 0.778 \cdot \sqrt{r_{\text{cyl}}} \left[ t_c^{\frac{3}{2}} + \psi_{\text{alter}} \cdot \left( \frac{t_h(h_h)^{\frac{3}{2}}}{\sqrt{\cos(\beta)}} + t_s^{\frac{3}{2}} \right) \right] \quad A_{\text{et.alter}} = 8580.504 \cdot \text{mm}^2$$



$$l_{\text{ec}} := \begin{cases} 0.778 \cdot \sqrt{\frac{r_{\text{cyl}} \cdot t_c}{\cos(\beta)}} & \text{if } t_{\text{eqA}} < t_{\text{eqB}} \\ 0.389 \cdot \left( 1 + 3 \cdot \alpha_1^2 - 2 \cdot \alpha_1^3 \right) \cdot \sqrt{\frac{r_{\text{cyl}} \cdot t_c}{\cos(\beta)}} & \text{otherwise} \end{cases} \quad l_{\text{ec}} = 179.597 \cdot \text{mm}$$

$$l_{\text{eh}} := \begin{cases} 0.778 \cdot \sqrt{\frac{r_{\text{cyl}} \cdot t_h(h_h)}{\cos(\beta)}} & \text{if } t_{\text{eqA}} > t_{\text{eqB}} \\ 0.389 \cdot \left( 1 + 3 \cdot \alpha_1^2 - 2 \cdot \alpha_1^3 \right) \cdot \sqrt{\frac{r_{\text{cyl}} \cdot t_h(h_h)}{\cos(\beta)}} & \text{otherwise} \end{cases} \quad l_{\text{eh}} = 191.255 \cdot \text{mm}$$

$$x_{1\text{eh}} := \cos(\beta) \cdot l_{\text{eh}} \quad x_{1\text{eh}} = 0.156 \text{ m} \quad \text{Vertical distance of } l_{\text{eh}} \text{ bottom end from transition}$$

$$p_{\text{h.average}} := \frac{p_n(h_h) + p_n(h_h - x_{1\text{eh}})}{2} \quad p_{\text{h.average}} = 167.414 \cdot \text{kPa}$$

$$p_{\text{c.average}} := \frac{p_h(h_c) + p_h(h_c - l_{\text{ec}})}{2} \quad p_{\text{c.average}} = 97.924 \cdot \text{kPa}$$

$$N_{\theta.\text{Ed}}(r) := n_{\phi h.\text{Ed}}(h_h) \cdot r_{\text{cyl}} \cdot \sin(\beta) - p_{\text{c.average}} \cdot r_{\text{cyl}} \cdot l_{\text{ec}} - p_{\text{h.average}} \cdot (\cos(\beta) - \mu_u \cdot \sin(\beta)) \cdot r_{\text{cyl}} \cdot l_{\text{eh}}$$

$$N_{\theta.\text{Ed}}(r_{\text{cyl}}) = 789.49 \cdot \text{kN} \quad (\text{contains the partial safety factors})$$

$$\eta_{\perp} := 1 + 0.3 \cdot \frac{b_r}{r_{\text{cyl}}} \quad \eta_{\perp} = 1$$

Maximum design compressive stress for the uniformly supported junction:

$$\sigma_{u\theta.Ed} := \frac{N_{\theta.Ed}(r_{\text{cyl}})}{\eta_{\perp} \cdot A_{\text{et}}} \quad \sigma_{u\theta.Ed} = 89.453 \cdot \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

**In-plane buckling (if applicable) (may be omitted if  $\beta > 10$  deg)**

$$I_{Z,r} := \frac{b_r^3 \cdot t_r}{12} \quad I_{Z,r} = 0 \cdot \text{mm}^4$$

$$r_g := r_{\text{cyl}} + \frac{b_r}{2} \quad r_g = 3100 \cdot \text{mm}$$

$$\sigma_{ip.Rd} := \frac{4 \cdot E \cdot I_{Z,r}}{A_{\text{et}} \cdot r_g^2} \cdot \frac{1}{\gamma_{M1}} \quad \sigma_{ip.Rd} = 0 \cdot \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

**Out-of-plane buckling (if ring is used)**

$$\eta_c := \begin{cases} 0 & \text{if } t_r = 0 \\ \left[ 0.5 \cdot \left[ \left( \frac{t_c}{t_r} \right)^{\frac{5}{2}} + \left( \frac{t_s}{t_r} \right)^{\frac{5}{2}} + \left( \frac{t_h(h_h)}{t_r} \right)^{\frac{5}{2}} \right] \right] & \text{otherwise} \end{cases} \quad \eta_c = 0$$

$$\eta_s := \begin{cases} 0 & \text{if } b_r = 0 \\ \left[ 0.43 + 0.1 \cdot \left( \frac{r_{\text{cyl}}}{20 \cdot b_r} \right)^2 \right] & \text{otherwise} \end{cases} \quad \eta_s = 0$$

$$k_c := 1.154 + 0.56 \cdot \frac{b_r}{r_{\text{cyl}}} \quad k_c = 1.154$$

$$k_s := 0.385 + 0.452 \cdot \sqrt{\frac{b_r}{r_{\text{cyl}}}} \quad k_s = 0.385$$

$$k := \frac{\eta_c \cdot k_c + \eta_s \cdot k_s}{\eta_{\perp} + \eta_{\perp}} \quad k = 0$$

$$\sigma_{op.Rd} := k \cdot E \cdot \left( \frac{t_r}{b_r} \right)^2 \cdot \frac{1}{\gamma_{M1}} \quad \sigma_{op.Rd} = 0 \cdot \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$$

## Calculation of the local stresses in shell due to discrete support

Width of stiff leg support area:

$$b_{\text{legbase}} = 1000 \cdot \text{mm}$$

$$b_{\text{leg}}(z) := \min \left[ b_{\text{legbase}} + 2 \tan(45\text{deg}) \cdot (h_c - z), \frac{\pi \cdot d_c}{n} \right] \quad \text{Compression stress is divided upwards using 45deg angle.}$$

Local additional compression due to local support:

$$\sigma_{\text{xSd.leg}}(z) := \frac{F_{\text{sup}}(z)}{t(z) \cdot b_{\text{leg}}(z)} \quad F_{\text{sup.max}} := F_{\text{sup}}(h_c) \cdot \frac{\sigma_{\text{xRd}}(h_c)}{\sigma_{\text{xSd.leg}}(h_c)} \quad F_{\text{sup.max}} = 1859.879 \cdot \text{kN}$$

$z =$	$F_{\text{sup}}(z) =$	$b_{\text{leg}}(z) =$	$t(z) =$	$\sigma_{\text{xSd.leg}}(z) =$	$\sigma_{\text{xRd}}(z) =$
0 m	114 · kN	2.435 m	7 · mm	6.68 $\frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$	64.953 $\frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$
1	228	2.435	7	13.39	64.953
2	339	2.435	7	19.866	64.953
3	445	2.435	8	22.857	78.541
4	548	2.435	8	28.126	78.541
5	646	2.435	8	33.19	78.541
6	741	2.435	8	38.05	78.541
7	832	2.435	8	42.705	78.541
8	918	2.435	8	47.154	78.541
9	1001	2.435	8	51.399	78.541
10	1080	2.435	8	55.438	78.541
11	1154	2.435	8	59.272	78.541
12	1225	2.435	8	62.902	78.541
13	1342	2.435	8	68.914	78.541
14	1465	2.435	9	66.863	92.179
15	1593	2.435	13	50.339	127.505
16	1726	1	14	123.28	132.848

Condition according to EN 1993-4-1 Section 5.4.6.1 Chapter (4):

$$L_{\text{min}} := 0.4 \cdot r_{\text{cyl}} \cdot \sqrt{\frac{r_{\text{cyl}}}{t(h_c)} \cdot \frac{1}{n \cdot (n^2 - 1)}} \quad L_{\text{min}} = 821.908 \cdot \text{mm}$$

**Results:**

Chosen plates in silo:

$z =$		$t(z) =$	
0	·m	7	·mm
1		7	
2		7	
3		8	
4		8	
5		8	
6		8	
7		8	
8		8	
9		8	
10		8	
11		8	
12		8	
13		8	
14		9	
15		13	
16		14	

Chosen plates in hopper:

$x =$		$t_h(x) =$	
0.351	·m	6	·mm
1.351		6	
2.351		6	
3.351		33	
4.351		33	

**Resistance of silo, membrane von Mises stress:**

$$\frac{\sigma_{Eq}(z)}{f_{e.Rd}} =$$

0.016
0.025
0.044
0.054
0.068
0.081
0.093
0.105
0.116
0.128
0.139
0.15
0.161
0.178
0.176
0.136
0.14

$$\sigma_{Eq}(z) < f_{e.Rd} =$$

1
1
1
1
1
1
1
1
1
1
1
1
1
1
1
1

### Resistance of silo, buckling of silo wall due to friction and roof load:

$\frac{\sigma_x(z)}{\sigma_{xRd}(z)} =$	$\sigma_x(z) < \sigma_{xRd}(z) =$
0.057	1
0.086	1
0.125	1
0.124	1
0.162	1
0.203	1
0.246	1
0.29	1
0.336	1
0.381	1
0.426	1
0.471	1
0.514	1
0.589	1
0.507	1
0.286	1
0.284	1

### Check of buckling strength in silo wall due to discrete leg support:

Conditions to be fulfilled when using only membrane theory:

a) Max. eccentricity of support:

$$2 \cdot t(h_c) = 28 \cdot \text{mm}$$

b) Max. radius to thickness ratio:  $\frac{r_{cyl}}{t(h_c)} = 221.429$

$$\frac{r_{cyl}}{t(h_c)} \leq 400 = 1$$

c) Cylinder rigidly connected to hopper and its wall thickness shall be  $1.0 \times t$  at transition

$$t_h(h_h) = 33 \cdot \text{mm}$$

$$t(h_c) = 14 \cdot \text{mm}$$

$$t_h(h_h) \geq t(h_c) = 1$$

d) Minimum width of support

$$\sqrt{r_{cyl} \cdot t(h_c)} = 208.327 \cdot \text{mm}$$

$$b_{legbase} = 1 \times 10^3 \cdot \text{mm}$$

$$\sqrt{r_{cyl} \cdot t(h_c)} \leq b_{legbase} = 1$$

In addition one of the following condition shall be fulfilled:

$$t(0m) = 7 \times 10^{-3} \cdot \text{m}$$

a) Upper edge of shell is kept circular by structural connection of roof

b) Shell top edge is provided with stiffener with minimum  $E \times I_{zmin}$ :

$$0.1 \cdot (E \cdot r_{cyl} \cdot t(0m)^3) = 22329300000 \cdot \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \cdot \text{mm}^4$$

c) Shell height is at minimum:

$$L_{smin} := 4 \cdot r_{cyl} \cdot \sqrt{\left(\frac{r_{cyl}}{t(0m)}\right) \cdot \frac{1}{n \cdot (n^2 - 1)}}$$

$$L_{smin} \leq h_c = 1$$

$$L_{smin} = 11.624 \cdot \text{m}$$



$t(z) =$	$z =$	$\sigma_{xSd.leg}(z) =$	$\frac{\sigma_{xSd.leg}(z)}{\sigma_{xRd}(z)} =$	$\sigma_{xSd.leg}(z) < \sigma_{xRd}(z) =$
7	0	6.68	0.103	1
7	1	13.39	0.206	1
7	2	19.866	0.306	1
8	3	22.857	0.291	1
8	4	28.126	0.358	1
8	5	33.19	0.423	1
8	6	38.05	0.484	1
8	7	42.705	0.544	1
8	8	47.154	0.6	1
8	9	51.399	0.654	1
8	10	55.438	0.706	1
8	11	59.272	0.755	1
8	12	62.902	0.801	1
8	13	68.914	0.877	1
9	14	66.863	0.725	1
13	15	50.339	0.395	1
14	16	123.28	0.928	1

Only Steep hoppers ( $\beta > 30^\circ$ ) are covered:

STE = 1

### Check of rupture at transition:

**NOTE!!!** AAC2 silos with discrete supports shall be checked with elastic bending analysis. Local effect of discrete support and how the local forces from them are transmitted to hopper shall be taken into consideration. See EN 1993-4-1 Section 6.3.2.3.

$$\frac{n_{\phi h.Ed}(h_h)}{n_{\phi h.Rd}(h_h)} = 0.058 \quad n_{\phi h.Ed}(h_h) < n_{\phi h.Rd}(h_h) = 1$$

### Check of plastic mechanism at thickness changes including transition:

$$\frac{n_{\phi h.Ed}(h_h)}{n_{\phi h.Rd.pl}(h_h)} = 0.046 \quad n_{\phi h.Ed}(h_h) < n_{\phi h.Rd.pl}(h_h) = 1$$

Applicability of hopper calculation  
(only steep hoppers are included at this moment -> STE = 1)

STE = 1

**Resistance of hopper in plastic limit state**

$$\frac{\sigma_{Eq,h}^{(x)}}{\sigma_{h,Rd}} =$$

0.0057
0.0541
0.1146
0.1995
0.3005

$$\sigma_{Eq,h}^{(x)} < \sigma_{h,Rd} =$$

1
1
1
1
1

**Local flexure at the transition**

(to avoid cyclic plasticity = low cycle fatigue)

$$\frac{\sigma_{b\phi h.Ed}}{\sigma_{b\phi h.Rd}} = 0.972$$

$$\sigma_{b\phi h.Ed} < \sigma_{b\phi h.Rd} = 1$$

Result is satisfactory because of much more stiff supporting/transition are with 3 annular rings

**Check of transition junction**

$$\frac{\sigma_{u\theta.Ed}}{f_{e,Rd}} = 0.381$$

$$\sigma_{u\theta.Ed} < f_{e,Rd} = 1$$

**Check of transtion junction in-plane bucling (if annular ring is used)**

(may be omitted if  $\beta > 10\text{deg}$ )

$$\left| \begin{array}{ll} 0 & \text{if } A_{ep} = 0 \\ \frac{\sigma_{u\theta.Ed}}{\sigma_{ip.Rd}} & \text{otherwise} \end{array} \right. = 0$$

$$\max(\sigma_{u\theta.Ed} < \sigma_{ip.Rd}, \beta > 10\text{deg}) = 1$$

**Check of transtion junction out-of-plane bucling (if annular ring is used)**

$$\left| \begin{array}{ll} 0 & \text{if } A_{ep} = 0 \\ \frac{\sigma_{u\theta.Ed}}{\sigma_{op.Rd}} & \text{otherwise} \end{array} \right. = 0$$

$$\sigma_{u\theta.Ed} < \sigma_{op.Rd} = 0$$

Descal Engineering Oy Kauppalankatu 9, 45100 Kouvola, Finland

Client : Lahti Precision Oy Vessel Tag No.: Diplomityö

Visual Vessel Design by OhmTech Ver:9.8 Operator :JPP Rev.:

Notes, Warning & Error Messages

ID & Comp. Description	Notes/Warnings/Error Messages
SB.1 Bracket Support Konsolituenta	
-	NOTE: APPLICATION OF MORE THAN 3 BRACKETS REQUIRES SPECIAL CARE DURING ASSEMBLY TO ENSURE NEARLY EQUAL LOAD DISTRIBUTION.

TOTAL No. OF ERRORS/WARNINGS : 0

Maximum Component Utilization - Umax

ID	Comp.Type	Umax(%)	Limited by
S1.1	Cylindrical Shell	5.0%	Internal Pressure
SB.1	Bracket Support	94.6%	Check of Vertical Load

Component with highest utilization Umax = 94.6% SB.1 Konsolituenta

Average utilization of all components Umean= 49.8%

Material Data/Mechanical Properties

ID	Material Name	Temp	Rm	Rp	Rpt	f_d	f20	ftest	E-mod	Note
1	EN 10025-2:2005, 1.0038 S235JR Flat/Long Products TG1, CS,, Max.T= 16mm, SG=7.85	20	360	235	235	150	150	223.8	211770	

Notation:

Thickness in mm, stress in N/mm2, temperature in deg.C

TG : Test Group 1 to 4

Max.T: Maximum thickness for this stress set, 0 or 999 = No limit specified

S/C : CS = Carbon Steel, SS = Stainless Steel

SG : SG = Specific Gravity (Water = 1.0)

Rm : MIN.TENSILE STRENGTH at ambient temp.

Rp : MIN. PROOF STRENGTH at ambient temp.

Rpt : MIN. PROOF STRENGTH at calc.temp.

f\_d : DESIGN STRESS at calc.temp.

f20 : DESIGN STRESS at ambient temp.

GRP : 1.1 = Steels with a specified minimum specified yield strength ReH <= 275 N/mm2

GRP : 1.0 = Steels with a specified minimum yield strength ReH <= 460 N/mm2 a and with analysis in %:C <= 0,25, Si <= 0,60, Mn <= 1,70, Mo <= 0,70b, S <= 0,045, P <= 0,045, Cu <= 0,40b, Ni <= 0,5b, Cr <= 0,3 (0,4 for castings)b, Nb <= 0,05, V <= 0,12b, Ti <= 0,05

# Descal Engineering Oy Kauppalankatu 9, 45100 Kouvola, Finland

Client : Lahti Precision Oy Vessel Tag No.: Diplomityö

Visual Vessel Design by OhmTech Ver:9.8-04 Operator :JPP Rev.:

EN13445:Issue23 - 7.4.2 CYLINDRICAL SHELL

S1.1 Lieriö 17 Nov. 2007 11:10

## INPUT DATA

### COMPONENT ATTACHMENT/LOCATION

### GENERAL DESIGN DATA

PRESSURE LOADING: Design Component for Internal Pressure Only

PROCESS CARD: General Design Data : Temp= 20°C, P= .01488MPa, c= 0mm, Pext= 0MPa

SPECIFIC DENSITY OF OPERATING LIQUID.....:SG 1.60

LIQUID HEAD.....:LH 4000.00 mm

### SHELL DATA

CYLINDER FABRICATION: Plate Material

WELD JOINT COEFFICIENT: Testing Group 1 (z=1.0)

DIAMETER INPUT: Base Design on Shell Inside Diameter

EN 10025-2:2005, 1.0038 S235JR Flat/Long Products THK<=16mm 20'C

Rm=360 Rp=235 Rpt=235 f=150 f20=150 ftest=223.81 (N/mm2)

INSIDE SHELL DIAMETER (corroded).....:Di 1750.00 mm

LENGTH OF CYLINDRICAL PART OF SHELL.....:Lcyl 4000.00 mm

AS BUILT WALL THICKNESS (uncorroded).....:en 9.00 mm

NEGATIVE TOLERANCE/THINNING ALLOWANCE.....:th 0.00 mm

## CALCULATION DATA

### 7.4.2 - CYLINDRICAL SHELLS UNDER INTERNAL PRESSURE

Required Minimum Shell Thickness Excl.Allow. emin :

$emin = Di * P / (2 * f * z - P)$  (7.4-1)

=1750\*0.0777/(2\*150\*1-0.0777)= 0.4534 mm

Required Minimum Shell Thickness Incl.Allow. :

$emina = emin + c + th = 0.4534 + 0 + 0 = 0.4534$  mm

Analysis Thickness

$ea = en - c - th = 9 - 0 - 0 = 9.00$  mm

»7.4.1 Cond.of Applicabilty  $emin/De=2.5643E-04 <= 0.16$  « » OK«

»Internal Pressure  $emina=0.4534 <= en=9[mm]$  « » (U= 5%) OK«

### MAXIMUM ALLOWABLE WORKING PRESSURE MAWP :

Outside Diameter of Shell

$De = Di + 2 * (ea + th) = 1750 + 2*(9+0) = 1768.00$  mm

Mean Diameter of Shell

$Dm = (De + Di) / 2 = (1768+1750)/2 = 1759.00$  mm

MAWP HOT & CORR. (Corroded condition at design temp.)

$MAWPHC = 2 * f * z * ea / Dm = 2*150*1*9/1759 = 1.53$  MPa

MAWP NEW & COLD (Uncorroded condition at ambient temp.)

$MAWPNC = 2 * f20 * z * (ea + c) / Dm = 2*150*1*(9+0)/1759 = 1.53$  MPa

### MAX TEST PRESSURE (Uncorroded cond.at ambient temp.)

$Ptmax = 2 * ftest * ztest * (ea + c) / Dm$

=2\*223.81\*1\*(9+0)/1759= 2.29 MPa

### EN13445-5;10.2.3.3 REQUIRED MIN.HYDROSTATIC TEST PRESSURE:Ptmin

NEW AT AMBIENT TEMP. FOR TEST GROUPS 1, 2 and 3

$Ptmin = MAX( 1.43 * Pd , 1.25 * Pd * f20 / f )$

=MAX(1.43\*0.0777,1.25\*0.0777\*150/150)= 0.1111 MPa

# Descal Engineering Oy Kauppalankatu 9, 45100 Kouvola, Finland

Client : Lahti Precision Oy Vessel Tag No.: Diplomityö

Visual Vessel Design by OhmTech Ver:9.8-04 Operator :JPP Rev.:

EN13445:Issue23 - 7.4.2 CYLINDRICAL SHELL

S1.1 Lieriö 17 Nov. 2007 11:10

»Test Pressure  $P_{tmin}=0.1111 \leq P_{tmax}=2.29[\text{MPa}]$  « » (U= 4.8%) OK«

## MAXIMUM DIAMETER OF UNREINFORCED OPENING IN SHELL

Inside Radius of Shell

$$r_{is} = D_i / 2 \quad (9.5-3) = 1750/2 = 875.00 \text{ mm}$$

Length of Shell Contributing to Reinforcement

$$l_s = \sqrt{(2 * r_{is} + e_a) * e_a} \quad (9.5-2) = \sqrt{(2*875+9)*9} = 125.82 \text{ mm}$$

Maximum Diameter of Unreinforced Opening in Shell Checked to Rules in Section 9

$$d_{max1} = (e_a * l_s * (f - 0.5 * P) / (P - r_{is} * l_s)) / (0.5 * r_{is} + 0.5 * e_a) \quad (9.5-7, 22, 23)$$

$$= (9 * 125.82 * (150 - 0.5 * 0.0777) / (0.0777 - 875 * 125.82)) / (0.5 * 875 + 0.5 * 9) = 875.00 \text{ mm}$$

Maximum diameter of Opening Not Requiring Reinforcement Check

$$d_{max2} = 0.15 * \sqrt{(2 * r_{is} + e_a) * e_a} \quad (9.5-18)$$

$$= 0.15 * \sqrt{(2 * 875 + 9) * 9} = 18.87 \text{ mm}$$

Maximum Diameter of Unreinforced Opening

$$d_{max} = \text{MAX}(d_{max1}, d_{max2}) = \text{MAX}(875, 18.87) = 875.00 \text{ mm}$$

## CALCULATION SUMMARY

### 7.4.2 - CYLINDRICAL SHELLS UNDER INTERNAL PRESSURE

Required Minimum Shell Thickness Excl.Allow.  $e_{min}$  :

$$e_{min} = D_i * P / (2 * f * z - P) \quad (7.4-1)$$

$$= 1750 * 0.0777 / (2 * 150 * 1 - 0.0777) = 0.4534 \text{ mm}$$

Required Minimum Shell Thickness Incl.Allow. :

$$e_{min,a} = e_{min} + c + t_h = 0.4534 + 0 + 0 = 0.4534 \text{ mm}$$

»Internal Pressure  $e_{min,a}=0.4534 \leq e_n=9[\text{mm}]$  « » (U= 5%) OK«

### MAX TEST PRESSURE (Uncorroded cond.at ambient temp.)

$$P_{tmax} = 2 * f_{test} * z_{test} * (e_a + c) / D_m$$

$$= 2 * 223.81 * 1 * (9 + 0) / 1759 = 2.29 \text{ MPa}$$

### EN13445-5;10.2.3.3 REQUIRED MIN.HYDROSTATIC TEST PRESSURE: $P_{tmin}$

NEW AT AMBIENT TEMP. FOR TEST GROUPS 1, 2 and 3

$$P_{tmin} = \text{MAX}(1.43 * P_d, 1.25 * P_d * f_{20} / f)$$

$$= \text{MAX}(1.43 * 0.0777, 1.25 * 0.0777 * 150 / 150) = 0.1111 \text{ MPa}$$

»Test Pressure  $P_{tmin}=0.1111 \leq P_{tmax}=2.29[\text{MPa}]$  « » (U= 4.8%) OK«

## MAXIMUM DIAMETER OF UNREINFORCED OPENING IN SHELL

Maximum Diameter of Unreinforced Opening

$$d_{max} = \text{MAX}(d_{max1}, d_{max2}) = \text{MAX}(875, 18.87) = 875.00 \text{ mm}$$

Volume:9.62 m3 Weight:1561.7 kg (SG= 7.85 )

## INPUT DATA

### COMPONENT ATTACHMENT/LOCATION

Attachment: S1.1 Cylindrical Shell Lieriö

z-location of Bottom of Bracket Support at Loc.of Load Interaction:z 300.00 mm

Angular Location of First Bracket Support.....:phi 0.00 Angle

### SHELL DATA

Shell Type: Cylindrical Shell

OUTSIDE DIAMETER OF SHELL.....:De 1768.00 mm

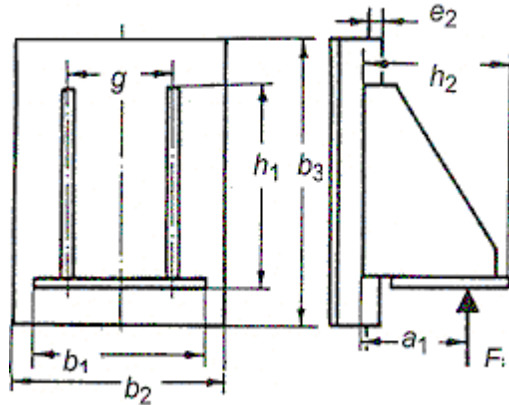
AS BUILT WALL THICKNESS (uncorroded).....:en 9.00 mm

NEGATIVE TOLERANCE/THINNING ALLOWANCE.....:th 0.00 mm

EN 10025-2:2005, 1.0038 S235JR Flat/Long Products THK&lt;=16mm 20'C

Rm=360 Rp=235 Rpt=235 fs=150 f20=150 ftest=223.81 (N/mm2)

### BRACKET GEOMETRY



Type of Bracket Support: Type A

EN 10025-2:2005, 1.0038 S235JR Flat/Long Products THK&lt;=16mm 20'C

Rm=360 Rp=235 Rpt=235 fb=150 f20=150 ftest=223.81 (N/mm2)

FLANGE WIDTH OF BRACKET.....:b1 120.00 mm

DISTANCE BETWEEN WEBS OF BRACKET.....:g 100.00 mm

DIST.FROM THE CENTRE OF THE BRACKET TO BASE OF THE LEG:h 0.00 mm

HEIGHT OF BRACKET.....:h1 200.00 mm

DEPTH OF BRACKET.....:h2 200.00 mm

NUMBER OF BRACKETS.....:n 4.00

DIST.FROM CENTRE OF LOAD TO SHELL OR REINF.PLATE....:a1 100.00 mm

THICKNESS OF RIB PLATES.....:er 12.00 mm

THICKNESS OF CONSOLE PLATE.....:ec 40.00 mm

BASE PLATE LOAD BEARING WIDTH.....:a2 120.00 mm

### DATA FOR REINFORCEMENT PAD

Reinforcement Pad: Included

WIDTH OF REINFORCEMENT PAD.....:b2 150.00 mm

HEIGHT OF REINFORCEMENT PAD.....:b3 250.00 mm

THICKNESS OF REINFORCEMENT PAD.....:e2 12.00 mm

### WELDING DATA

WELD JOINT COEFFICIENT.....:z 0.5000

WELD BETWEEN BASE PLATE AND SHELL/PAD, THROAT DIMENSION:ab 6.00 mm

WELD BETWEEN RIB PLATE AND SHELL/PAD, THROAT DIMENSION:ag 6.00 mm

WELD BETWEEN SHELL AND PAD, THROAT DIMENSION.....:apad 6.00 mm

# Descal Engineering Oy Kauppalankatu 9, 45100 Kouvola, Finland

Client : Lahti Precision Oy Vessel Tag No.: Diplomityö

Visual Vessel Design by OhmTech Ver:9.8-01 Operator :JPP Rev.:

EN13445:Issue23 - 16.10 VERTICAL VESSELS ON BRACKET SUPPORTS

SB.1 Konsolituenta 17 Nov. 2007 11:10 ConnID:S1.1

## ANCHOR BOLT DATA

Perform Calculation of Anchor Bolts: NO

## LOAD CASES

Table BRACKET LOADS:

Description	ID	Hydrotest(site)
Total Vertical Force(kN)	FV	332.71
Total Horizontal Force(kN)	FH	1.75
Bend.Moment(kNm)	MA	
Internal pressure(MPa)	Pi	0.0149
Corrosion Allowance(mm)	c	0
Test Condition (Yes/No)	Te	No
Temperature D=Design/A=Ambient	T	D

## CALCULATION DATA

### LOAD CASE NO: 1 - HYDROTEST(SITE)

#### PRELIMINARY CALCULATIONS

Shell Analysis Thickness ea  
ea = en - c - th =9-0-0= 9.00 mm  
Shell Inside Diameter  
Di = De - 2 \* (en - c) =1768-2\*(9-0)= 1750.00 mm  
16.6.3 Equivalent Shell Diameter  
Deq = Di =1750= 1750.00 mm

#### 16.10.3 CONDITIONS OF APPLICABILITY

»a)  $0.001 = .001 \leq en/Deq = 0.0051$  « » OK«  
»a)  $en/Deq = 0.0051 \leq 0.05$  « » OK«  
»b)  $g/h1 = 0.5 \leq 1.0$  =1« » OK«  
»b)  $0.2 = 0.2 \leq g/h1 = 0.5$  « » OK«  
»d)  $e2 = 12 \geq en = 9$  [mm] « » OK«  
»d)  $b3 = 250 \leq 1.5 * h1 = 300$  [mm] « » OK«  
»d)  $b2 = 150 \geq 0.6 * b3 = 150$  [mm] « » OK«  
»e) The bracket is connected to a cylindrical or a conical shell.  
»f) The bracket force Fi acts parallel to the shell axis.

#### 16.10.4 APPLIED FORCES

Vertical Force Fvi on Each Bracket, Fvi:  
 $Fvi = (FV + 4 * MA / (Di + 2 * (a1 + ea + e2))) / n$   
 $= (332.71 + 4 * 0 / (1750 + 2 * (100 + 9 + 12))) / 4 =$  83.18 kN  
Horizontal Force Fhi on Each Bracket, Fhi:  
 $Fhi = FH / n = 1.75 / 4 =$  0.4375 kN

#### 16.10.5 LOAD LIMITS OF THE SHELL

$Lamda = b3 / \text{Sqr}(Deq * ea) = 16.10 - 11 = 250 / \text{Sqr}(1750 * 9) =$  1.99  
 $K17 = 1 / \text{Sqr}(0.36 + 0.5 * Lamda + 0.5 * Lamda^2) =$  (16.10-12)  
 $= 1 / \text{Sqr}(0.36 + 0.5 * 1.99 + 0.5 * 1.99^2) =$  0.5472  
 $Ny1 = \text{MIN}(0.08 * Lamda, 0.4) = \text{MIN}(0.08 * 1.99, 0.4) = 0.1594$   
 $Sigm = P * Deq / (2 * ea) = 0.0149 * 1750 / (2 * 9) =$  1.45 N/mm2  
 $Ny2 = Sigm / (K2 * fs) = 16.6 - 8 = 1.45 / (1.25 * 150) =$  0.0077  
 $Sigball = K1 * K2 * fs = 16.6 - 6 = 1.42 * 1.25 * 150 =$  265.89 N/mm2  
 $aleq = a1 + e2 + Fhi * h / Fvi = 16.10 - 14 = 100 + 12 + 0.4375 * 0 / 83.18 =$  112.00 mm  
 $Fimax = (Sigball * ea^2 * b3 / (K17 * aleq)) =$  (16.10-15)  
 $= (265.89 * 9^2 * 250 / (0.5472 * 112)) =$  87.86 kN

»Check of Vertical Load  $Fvi = 83.18 \leq Fimax = 87.86$  [kN] « » (U= 94.6%) OK«

#### Baseplate Minimum Thickness

Base Plate Bearing Pressure Pb  
 $Pb = Fvi / (b1 * a2) = 83.18 / (120 * 120) =$  5.78 N/mm2

<b>Descal Engineering Oy</b> Kauppalankatu 9, 45100 Kouvola, Finland		
Client : Lahti Precision Oy		Vessel Tag No.: Diplomityö
Visual Vessel Design by OhmTech Ver:9.8-01 Operator :JPP Rev.:		
EN13445:Issue23 - 16.10 VERTICAL VESSELS ON BRACKET SUPPORTS		
SB.1	Konsolituenta	17 Nov. 2007 11:10 ConnID:S1.1
<b>Baseplate with Double Gusset, D.Moss 3rd.ed. p. 190</b>		
Required Thickness due to Bending Moment(simple supported/fixed beam)		
tbBending = Sqr( Fvi * b1 / ((h2 - dh) * fb))		
=Sqr(83.18*120/((200-0)*150))=		18.24 mm
(ROARK Table 26)		
tbBearing = Sqr( beta * Pb * h2 ^ 2 / fb)		
=Sqr(0.1*5.78*200^2/150)=		12.41 mm
tbmin = MAX( tbBending , tbBearing) =MAX(18.24,12.41)=		18.24 mm
»Baseplate Thickness tbmin=18.24 <= ec=40[mm] « » (U= 45.6%) OK«		
<b>Stresses in Gusset/Rib Plate (D.MOSS 3rd.Ed. Page 189)</b>		
Axial Load on Gusset/Rib		
Fga = Fvi * Sin( teta) + Fhi * Cos( teta))		
=83.18*Sin(45)+0.4375*Cos(45))=		59.12 kN
Bending Moment on Gusset/Rib		
Mgb = Fvi*cos(teta)*(a1-h2/2)*Sin(teta)+Fhi*h		
=83.18*Cos(45)*(100-200/2)*Sin(45)+0.4375*0=		0.00 kNm
Required Thickness of Gusset/Rib Plate		
trmin = 2/(ng*fbc)*(Fga/(h2*Sin(teta))+6*Mgb/(h2*Sin(teta))^2)		
=2/(2*75)*(59.12/(200*Sin(45))+6*0/(200*Sin(45))^2)=		5.57 mm
»Gusset/Rib Plate trmin=5.57 <= er=12[mm] « » (U= 46.4%) OK«		
<b>Fillet Weld Sizing</b>		
Continous welding is assumed for all fillet welds.		
<b>Fillet Welds on Gussets and Baseplate</b>		
Throat Area of Weld		
Aw = 4 * ag * h1 =4*6*200=		4800.00 mm2
Moment of Inertia(about horizontal axis x-x)		
Ixx = 2 * ag * h1 ^ 3 / 6 =2*6*200^3/6=		1,6E07 mm4
Moment of Inertia(about vertical axis y-y)		
Iyy = 2 * ag * h1 ^ 2 * b1 / 2 =2*6*200^2*120/2=		2,88E07 mm4
Polar Moment of Inertia		
Jxy = 2 * ag * h1 * (3 * b1 ^ 2 + h1 ^ 2) / 6		
=2*6*200*(3*120^2+200^2)/6=		3,328E07 mm4
Primary Shear Stress in Weld		
Tauw = Fvi / Aw =83.18/4800=		17.33 N/mm2
Case A, Horizontal Load in Radial Direction		
Normal Stress in Weld		
Sigwx = (Fvi * a1 + Fhi * h) * ry / Ixx		
=(83.18*100+0.4375*0)*100/1.6E07=		51.99 N/mm2
Total Stresses in Weld Case A		
SigwTotx = Sqr( Sigwx ^ 2 + 3 * Tauw ^ 2)		
=Sqr(51.99^2+3*17.33^2)=		60.03 N/mm2
»Total Stresses in Weld Case A SigwTotx=60.03 <= z*fb=75[N/mm2] «» (U= 80%)OK«		
Case B, Horizontal Load in Transverse Direction		
Shear Stress in Horizontal Direction		
Tauyw = Abs( Fhi / Aw) =Abs(0.4375/4800)=		0.0911 N/mm2
Normal Stress in Weld X-X		
SigwxB = Fvi * a1 * ry / Ixx =83.18*100*100/1.6E07=		51.99 N/mm2
Normal Stress in Weld Y-Y		
SigwyB = Fhi * a1 * rx / Iyy =0.4375*100*60/2.88E07=		0.1139 N/mm2
Shear due to Torsional Moment y-y		
TauyTw = Fhi * h * rx / Jxy =0.4375*0*60/3.328E07=		0.00 N/mm2
Shear due to Torsional Moment x-x		
TauxTw = Fhi * h * rx / Jxy =0.4375*0*60/3.328E07=		0.00 N/mm2
Total Shear Stresses		
TauTot = Sqr(( Tauw + TauxTw) ^ 2 + (Tauw + TauyTw) ^ 2)		
=Sqr((17.33+0)^2+(17.33+0)^2)=		24.51 N/mm2
Total Stresses in Weld Case B		
SigwTotB = Sqr( SigwxB ^ 2 + SigwyB ^ 2 + 3 * TauTot ^ 2)		
5 SB.1	Bracket Support Konsolituenta	Umax= 94.6% Page: 6



Descal Engineering Oy Kauppalankatu 9, 45100 Kouvola, Finland		
Client : Lahti Precision Oy		Vessel Tag No.: Diplomityö
Visual Vessel Design by OhmTech Ver:9.8-01 Operator :JPP Rev.:		
EN13445:Issue23 - 16.10 VERTICAL VESSELS ON BRACKET SUPPORTS		
SB.1	Konsolituenta	17 Nov. 2007 11:10 ConnID:S1.1
=Sqr(51.99^2+0.1139^2+3*24.51^2)=		67.11 N/mm2
»Total Stresses in Weld Case B SigwTotB=67.11 <= z*fb=75[N/mm2] «» (U= 89.4%) OK«		
Fillet Welds on Reinforcement Pad		
Weld Area of Pad		
Awpad = 2 * apad * (b2 + b3) =2*6*(150+250)=		4800.00 mm2
Moment of Inertia(about horizontal axis x-x)		
Ixxpad = apad * b3 ^ 2 / 6 * (3 * b2 + b3)		
=6*250^2/6*(3*150+250)=		4,375E07 mm4
Moment of Inertia(about vertical axis y-y)		
Iyypad = apad * b2 ^ 2 / 6 * (3 * b3 + b2)		
=6*150^2/6*(3*250+150)=		2,025E07 mm4
Polar Moment of Inertia		
Jxypad = apad * (b2 + b3) ^ 3 / 6 =6*(150+250)^3/6=		6,4E07 mm4
Primary Shear Stress in Weld		
Tauwpad = Fvi / Awpad =83.18/4800=		17.33 N/mm2
Case A, Horizontal Load in Radial Direction		
Normal Stress in Weld		
Sigwpadx = (Fvi * a1 + Fhi * h) * 0.5 * b3 / Ixxpad		
=(83.18*100+0.4375*0)*0.5*250/4.375E07=		23.77 N/mm2
Total Stresses in Pad Weld Case A		
SigwTotPadx = Sqr( Sigwpadx ^ 2 + 3 * Tauwpad ^ 2)		
=Sqr(23.765^2+3*17.33^2)=		38.28 N/mm2
»Total Stresses in Pad Weld Case A SigwTotPadx=38.28 <= z*fs=75[N/mm2] «» (U= 51%) OK«		
Case B, Horizontal Load in Transverse Direction		
Shear Stress in Horizontal Direction		
Tauywpad = Abs( Fhi / Awpad) =Abs(0.4375/4800)=		0.0911 N/mm2
Normal Stress in Weld X-X		
SigwpadxB = Fvi * a1 * 0.5 * b3 / Ixxpad		
=83.18*100*0.5*250/4.375E07=		23.77 N/mm2
Normal Stress in Weld Y-Y		
SigwpadyB = Fhi * a1 * 0.5 * b2 / Iyypad		
=0.4375*100*0.5*150/2.025E07=		0.1620 N/mm2
Shear due to Torsional Moment y-y		
TauyTwpad = Fhi * h * 0.5 * b3 / Jxypad		
=0.4375*0*0.5*250/6.4E07=		0.00 N/mm2
Shear due to Torsional Moment x-x		
TauxTwpad = Fhi * h * 0.5 * b2 / Jxypad		
=0.4375*0*0.5*150/6.4E07=		0.00 N/mm2
Total Shear Stresses		
TauTot = Sqr((Tauwpad+TauxTwpad)^2+(Tauywpad+TauyTwpad)^2)		
=Sqr((17.33+0)^2+(17.33+0)^2)=		24.51 N/mm2
Total Stresses in Pad Weld Case B		
SigwTotPadB = Sqr(SigwpadxB^2+SigwpadyB^2+3*TauTot^2)		
=Sqr(23.765^2+0.162^2+3*24.51^2)=		48.65 N/mm2
»Total Stresses in Pad Weld Case B SigwTotPadB=48.65 <= z*fs=75[N/mm2] «» (U= 64.8%) OK«		
CALCULATION SUMMARY		
LOAD CASE NO: 1 - HYDROTEST(SITE)		
16.10.4 APPLIED FORCES		
Fvi = (FV + 4 * MA / (Di + 2 * (a1 + ea + e2))) / n		
=(332.71+4*0/(1750+2*(100+9+12)))/4=		83.18 kN
16.10.5 LOAD LIMITS OF THE SHELL		
Fimax = (Sigball * ea ^ 2 * b3 / (K17 * aleq))		(16.10-15)
=(265.89*9^2*250/(0.5472*112))=		87.86 kN
5 SB.1	Bracket Support Konsolituenta	Umax= 94.6% Page: 7

**Descal Engineering Oy** Kauppalankatu 9, 45100 Kouvola, Finland

Client : Lahti Precision Oy

Vessel Tag No.: Diplomityö

Visual Vessel Design by OhmTech Ver:9.8-01 Operator :JPP Rev.:

EN13445:Issue23 - 16.10 VERTICAL VESSELS ON BRACKET SUPPORTS

SB.1 Konsolituenta

17 Nov. 2007 11:10 ConnID:S1.1

»Check of Vertical Load  $F_{vi}=83.18 \leq F_{imax}=87.86[\text{kN}]$  « » (U= 94.6%) OK«

## Baseplate Minimum Thickness

$$t_{bmin} = \text{MAX}(t_{bBending}, t_{bBearing}) = \text{MAX}(18.24, 12.41) = \underline{\underline{18.24 \text{ mm}}}$$
»Baseplate Thickness  $t_{bmin}=18.24 \leq e_c=40[\text{mm}]$  « » (U= 45.6%) OK«»Gusset/Rib Plate  $t_{rmin}=5.57 \leq e_r=12[\text{mm}]$  « » (U= 46.4%) OK«»Total Stresses in Weld Case A  $\text{SigwTotx}=60.03 \leq z^*f_b=75[\text{N/mm}^2]$  «» (U= 80%)OK«»Total Stresses in Weld Case B  $\text{SigwTotB}=67.11 \leq z^*f_b=75[\text{N/mm}^2]$  «» (U= 89.4%) OK«»Total Stresses in Pad Weld Case A  $\text{SigwTotPadx}=38.28 \leq z^*f_s=75[\text{N/mm}^2]$  «» (U= 51%) OK«»Total Stresses in Pad Weld Case B  $\text{SigwTotPadB}=48.65 \leq z^*f_s=75[\text{N/mm}^2]$  «» (U= 64.8%) OK«Volume:0 m<sup>3</sup> Weight:65.4 kg (SG= 7.849999 )

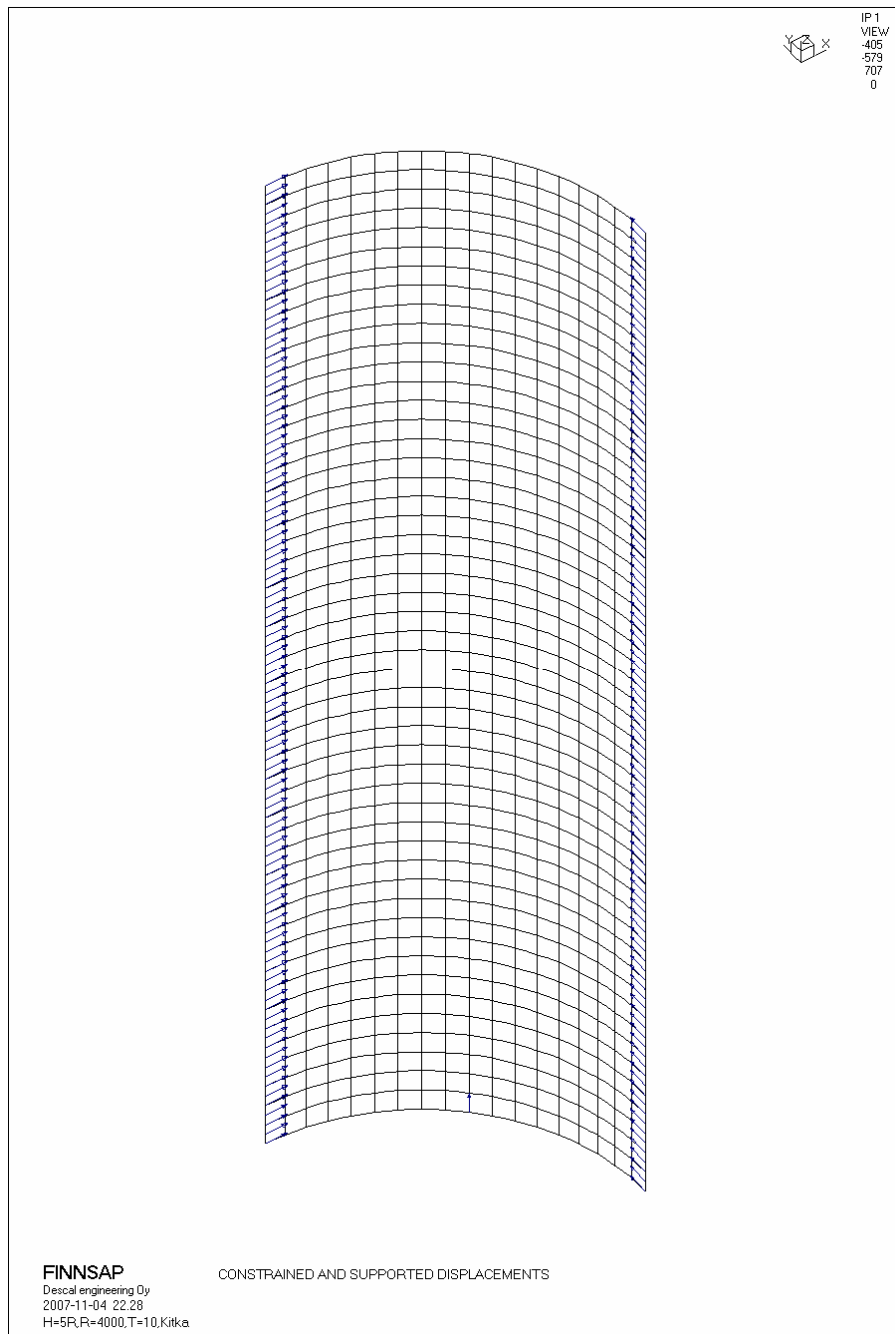
Tässä on määritetty elementtimenetelmän avulla puristusjännitysten jakautuminen siilon seinämässä, kun siilon on tuettu pistemäisesti ja kuormitus on täysin tasaista siilon yläosassa (A) tai täysin tasan jakaantuneena kitkavoimana lieriön pinnalle (B). Käytetyn laskentamallin tuennat ja syötetyt kuormat on esitetty kuvissa 1-4. Laskennassa on sovellettu symmetriaa eli vain 1/4 rakenteesta on mallinnettu.

Laskenta on tehty eri mittasuhteille seuraavan taulukon mukaisesti.

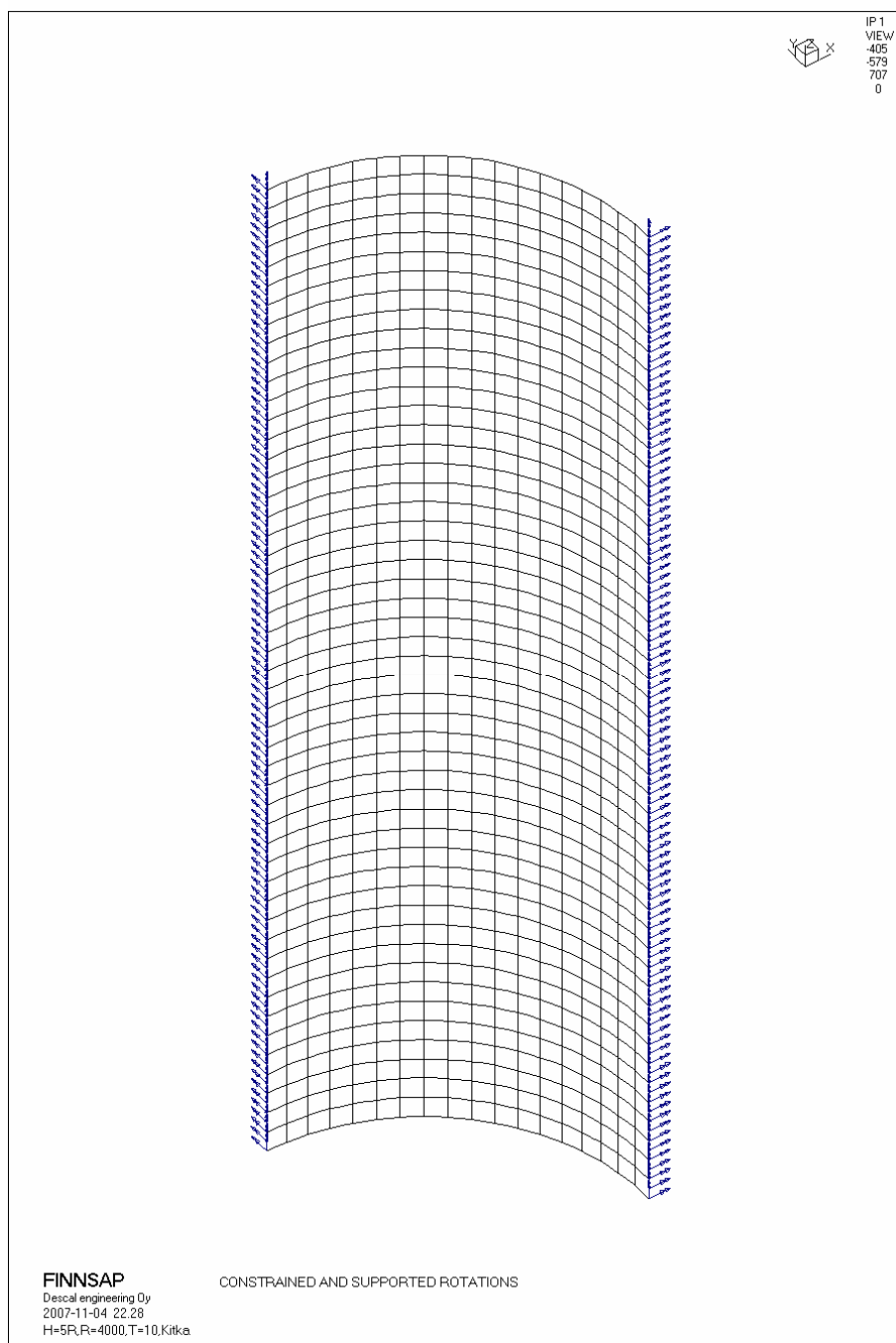
**Taulukko 1 Laskennassa käytetyt mittasuhteet**

	<b>Lieriön säde <math>r</math> [mm]</b>	<b>Lieriön korkeus <math>h_c</math> [mm]</b>	<b>Lieriön seinämän paksuus <math>t</math> [mm]</b>	<b>Suhde <math>t / r</math></b>	<b>Kuormitus A / B</b>
<b>Kuva 5</b>	500	2500	1	0,002	A
<b>Kuva 6</b>	500	2500	5	0,01	A
<b>Kuva 7</b>	500	1000	1	0,002	A
<b>Kuva 8</b>	500	1000	5	0,01	A
<b>Kuva 9</b>	4000	8000	10	0,0025	A
<b>Kuva 10</b>	4000	8000	20	0,005	A
<b>Kuva 11</b>	4000	20000	5	0,00125	A
<b>Kuva 12</b>	4000	20000	10	0,025	A
<b>Kuva 13</b>	4000	20000	10	0,025	B
<b>Kuva 14</b>	4000	20000	20	0,005	A

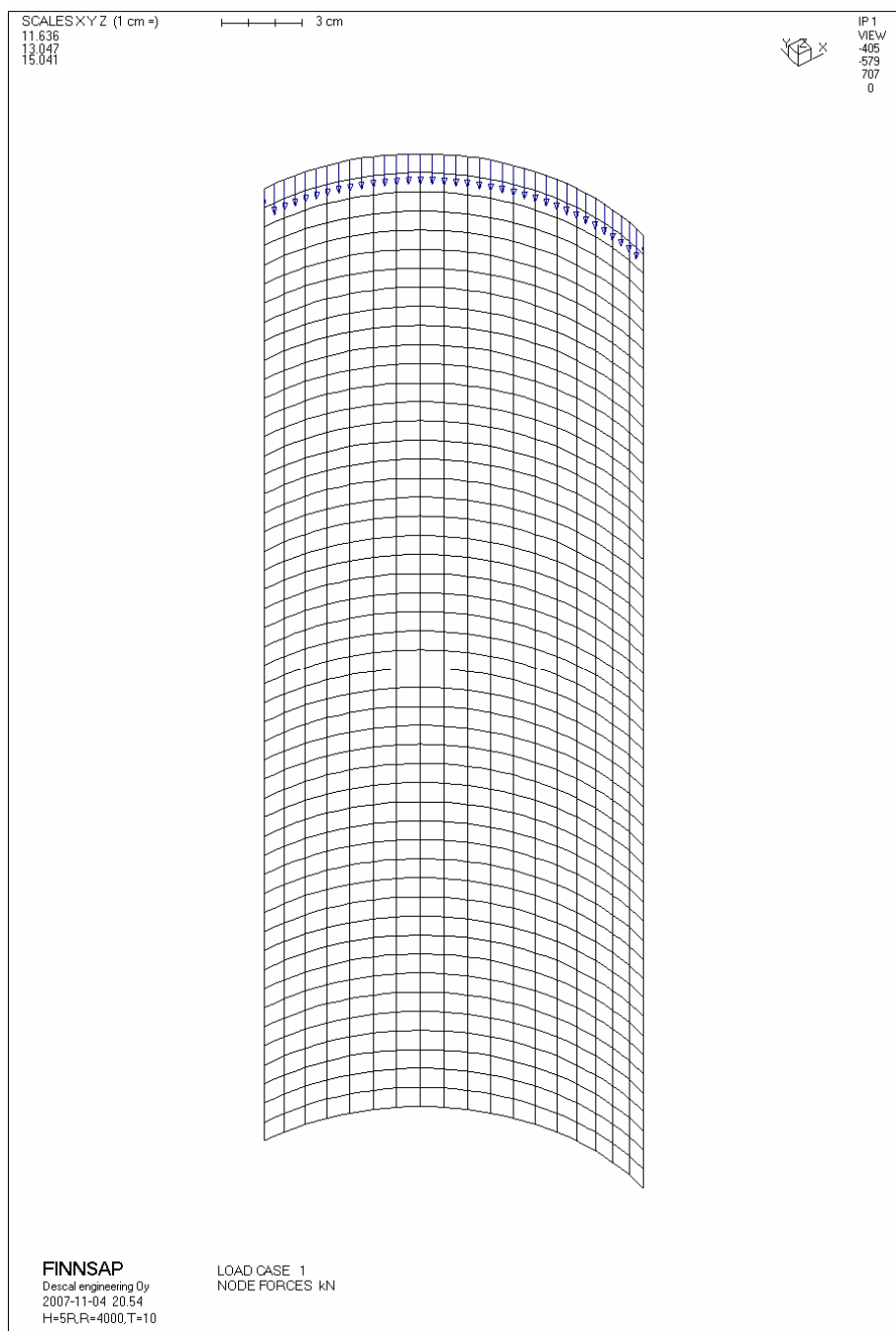
Kuvissa 5-14 esitetyt tulokset ovat siilon lieriön pituusakselin suuntaisia jännityksiä. Niistä voidaan päätellä, että siilon mittasuhteet vaikuttavat jonkin verran jännityksen jakaantumiseen. Kuvissa 15 ja 16 on esitetty tuen yläpuolella esiintyvän puristusjännityksen jakauma eri etäisyyksillä tukipisteestä.



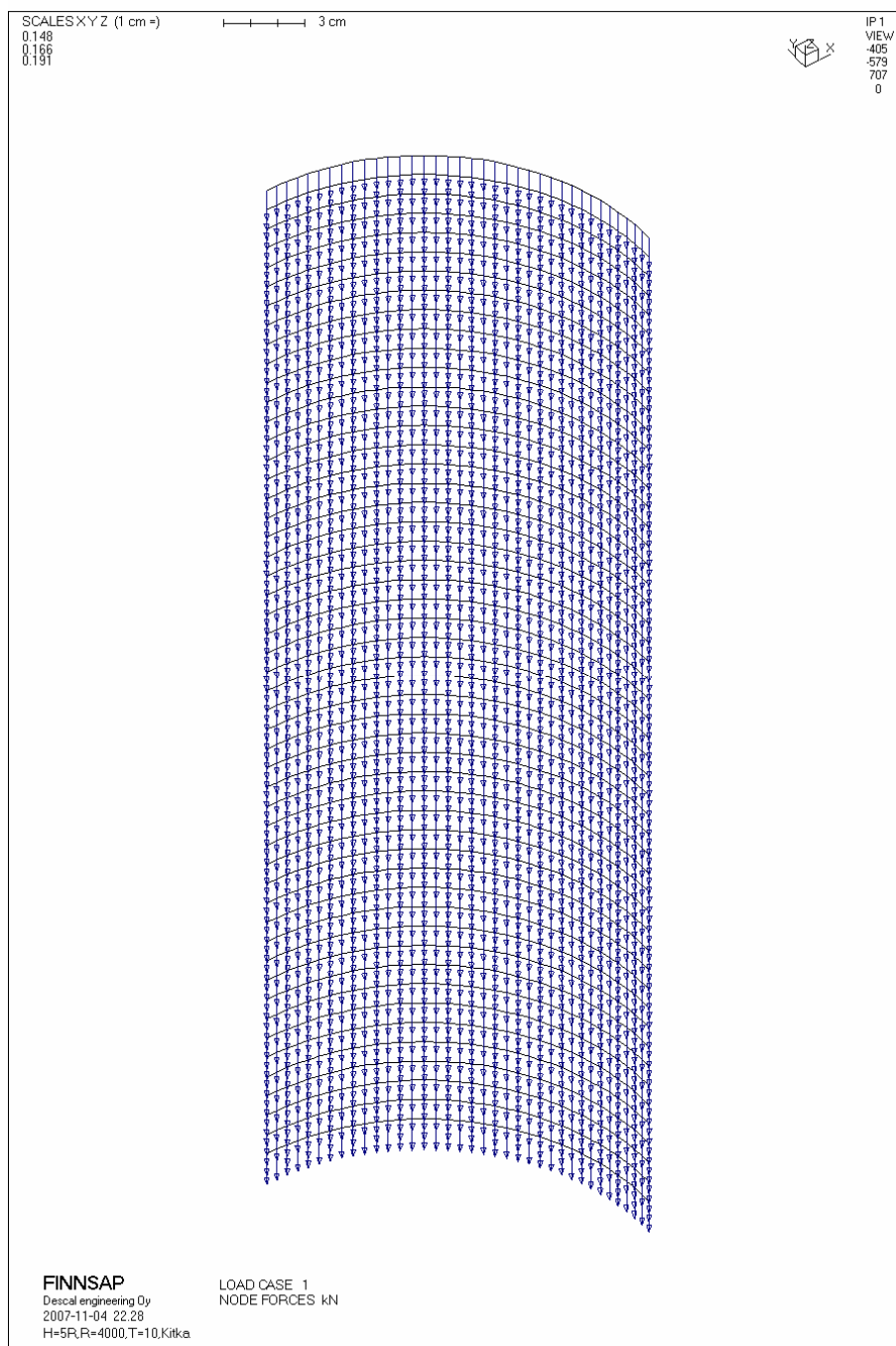
**Kuva 1 Laskentamallin tuennat, siirtymäkiinnitykset symmetria huomioiden (alhaalla keskellä näkyy pistemäinen tuki)**



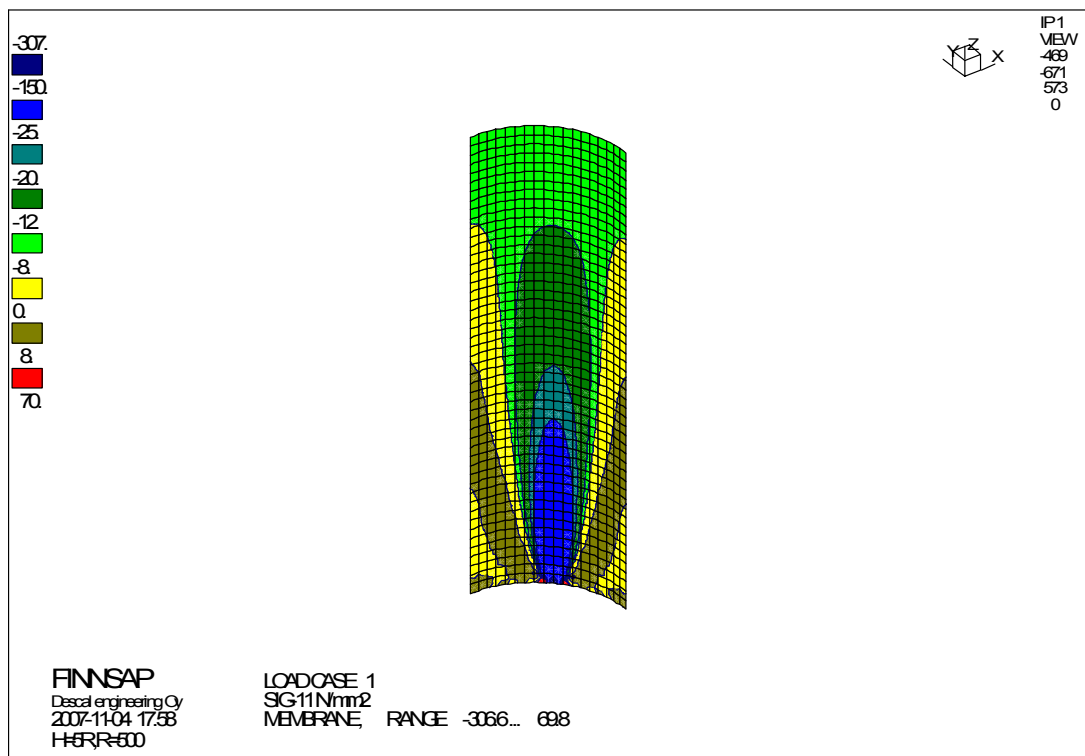
**Kuva 2 Laskentamallin tuennat, kiertymäkiinnitykset symmetria huomioiden**



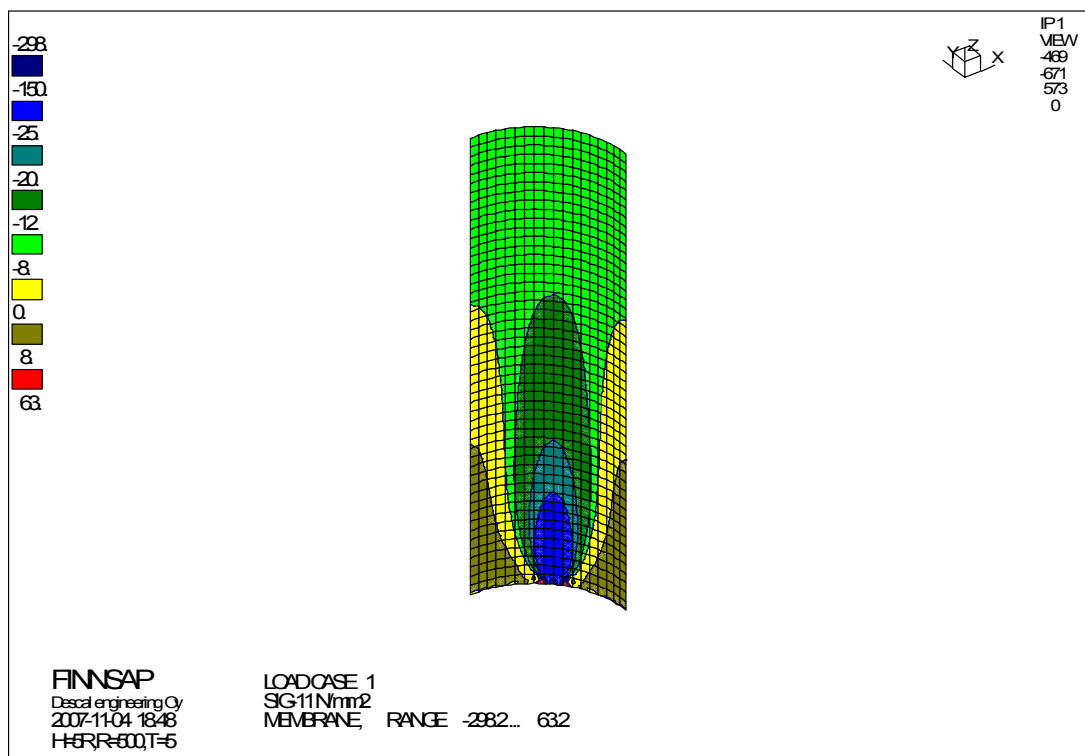
**Kuva 3 Kattokuormaa kuvaava tasaisesti jaettu kuormitus lieriön yläreunan solmuille**



**Kuva 4 Kitkaa kuvaava tasaisesti jaettu kuormitus solmuille**

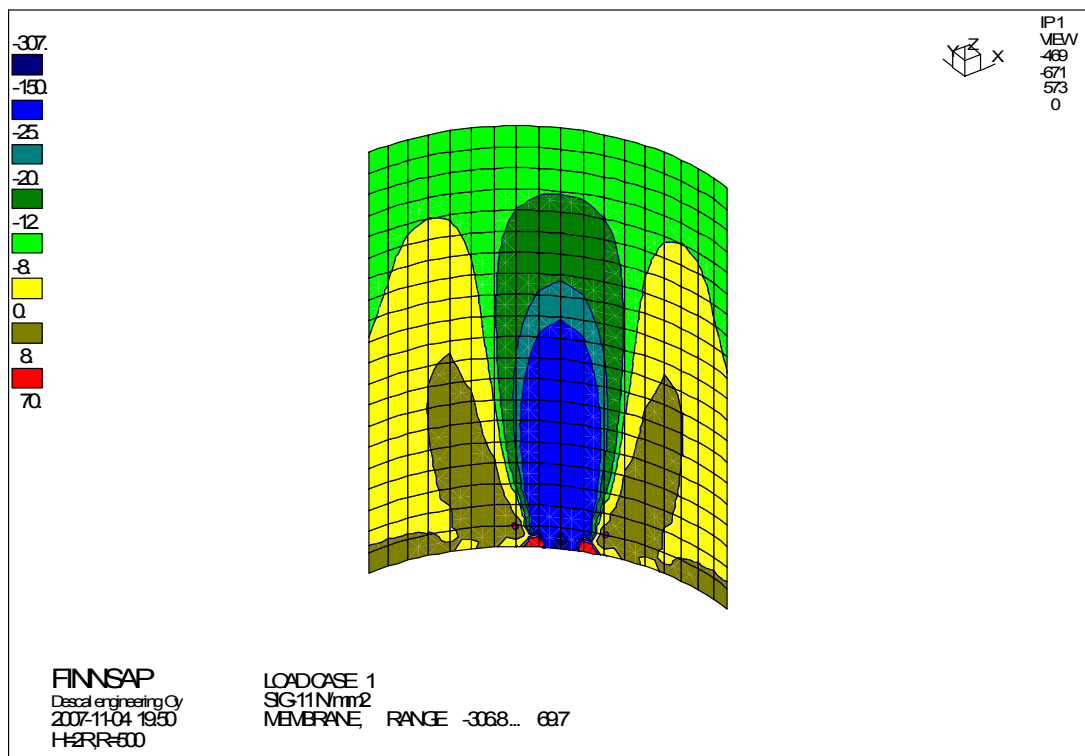


Kuva 5

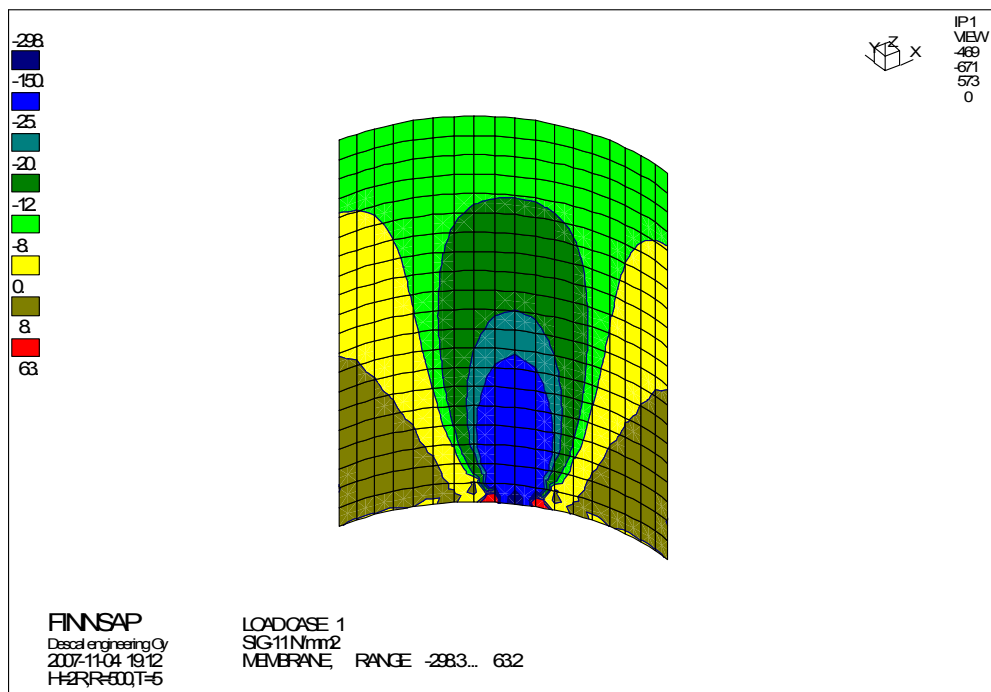


Kuva 6

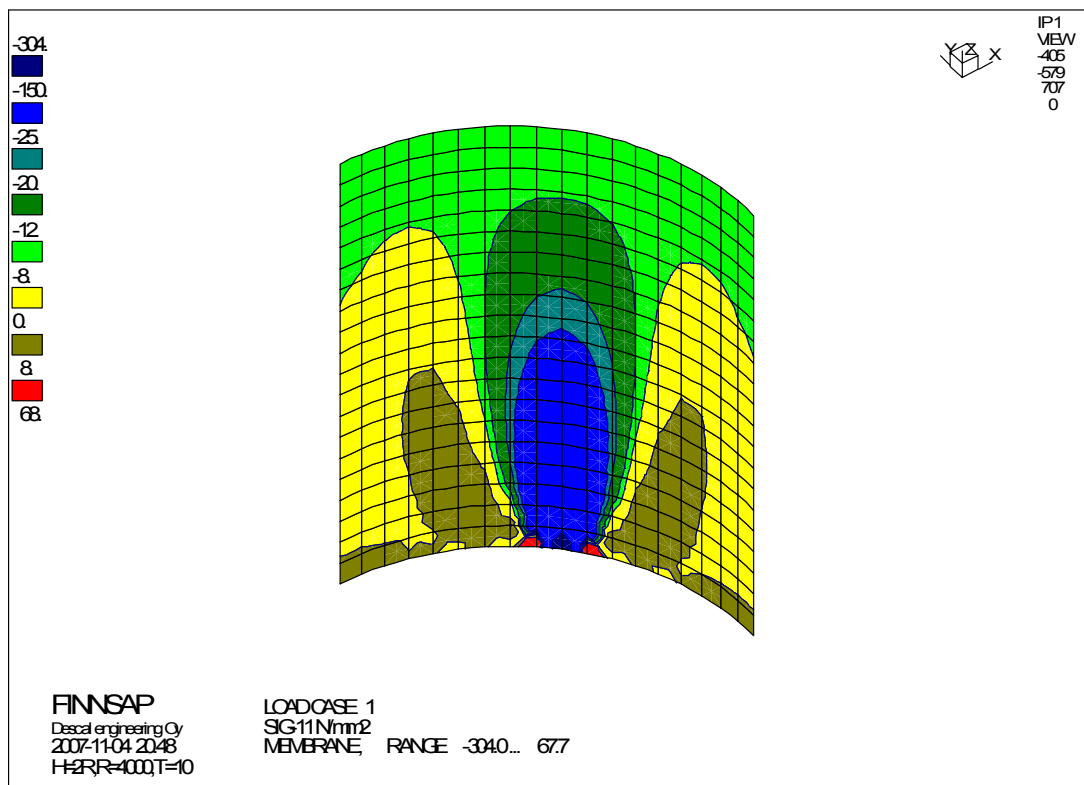




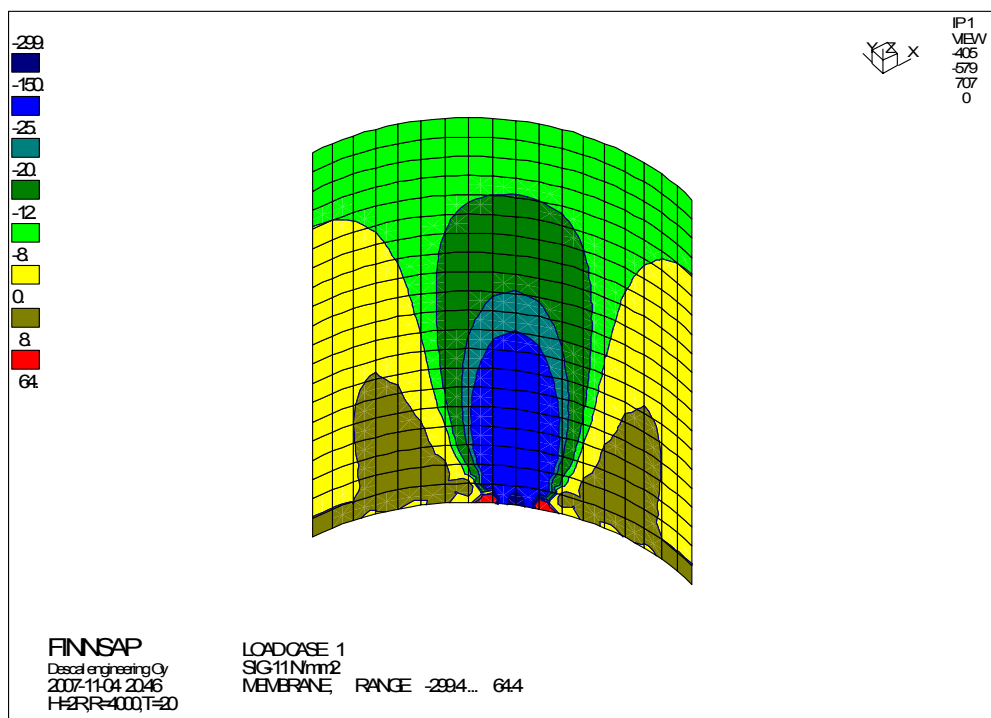
Kuva 7



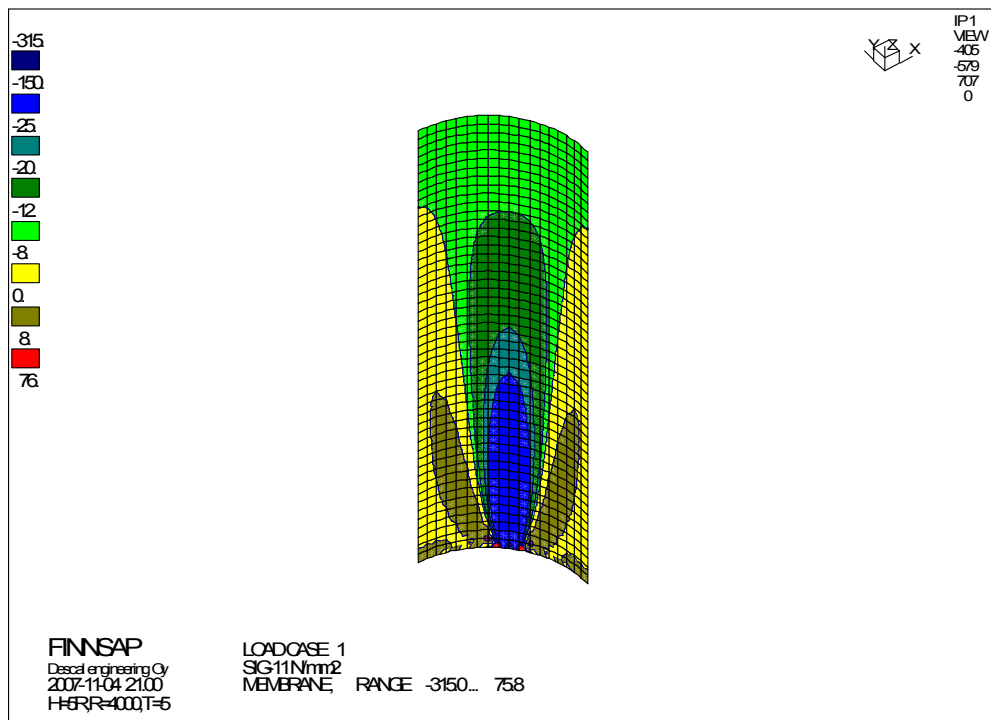
Kuva 8



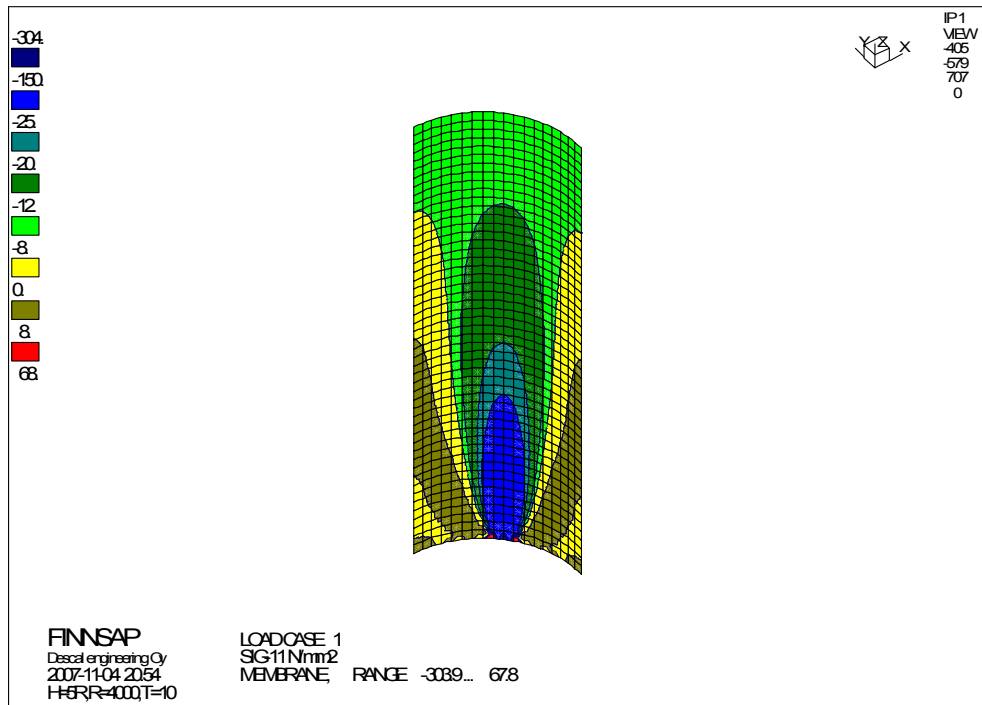
Kuva 9



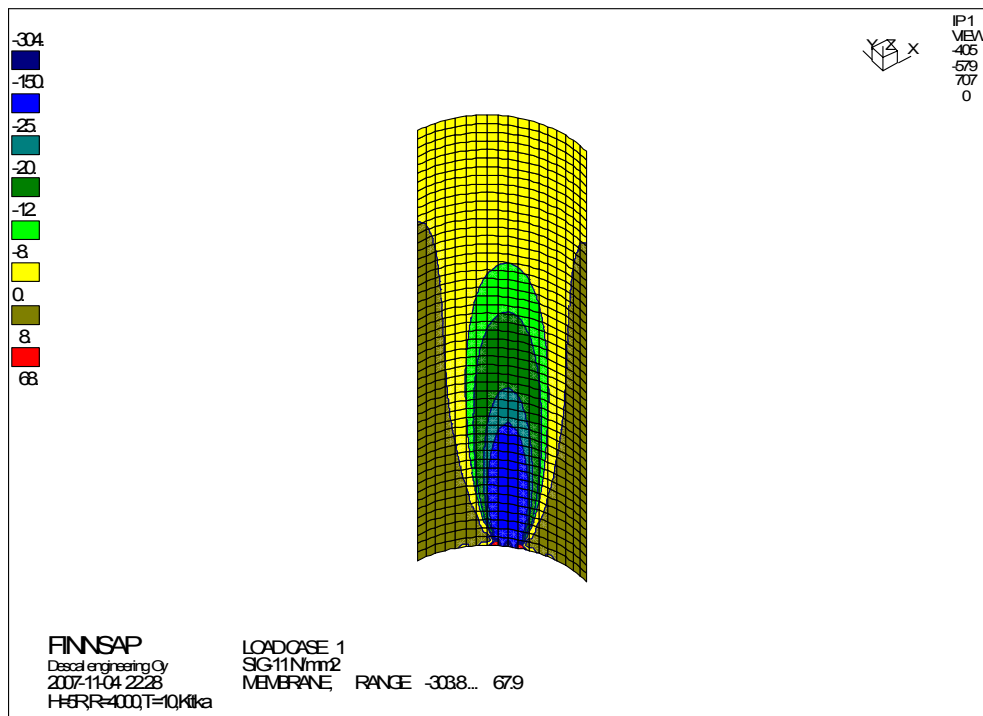
Kuva 10



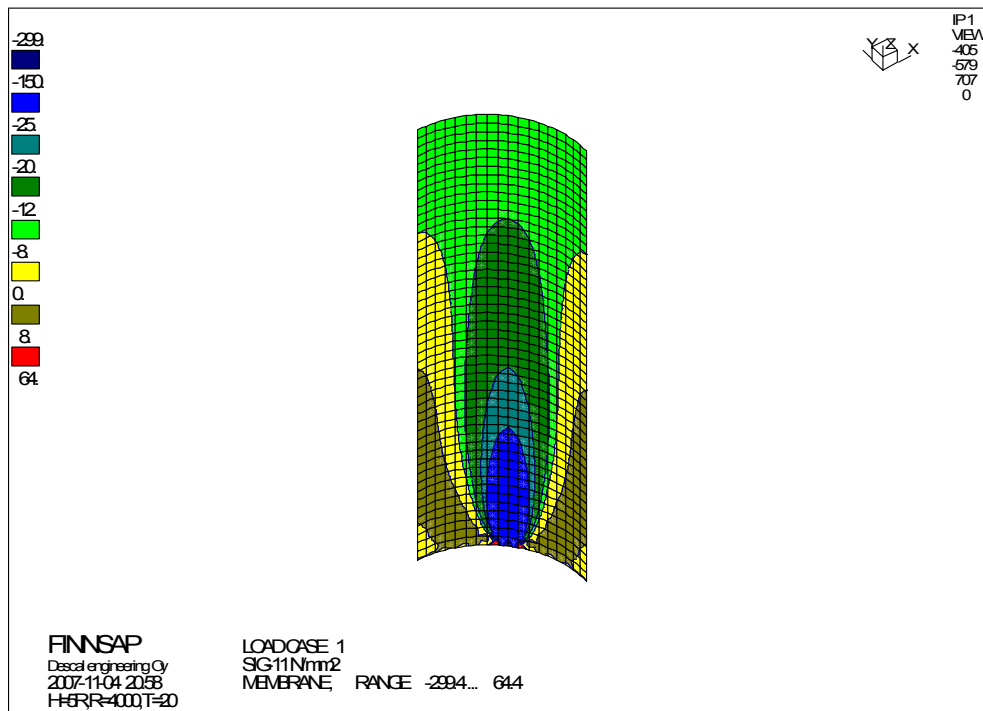
Kuva 11



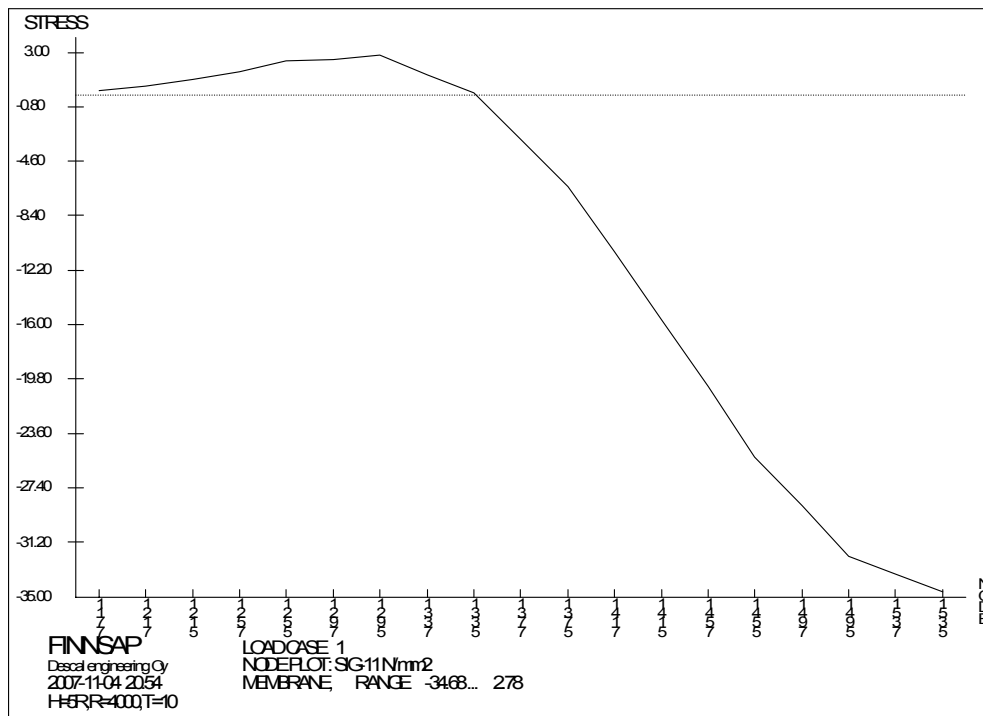
Kuva 12



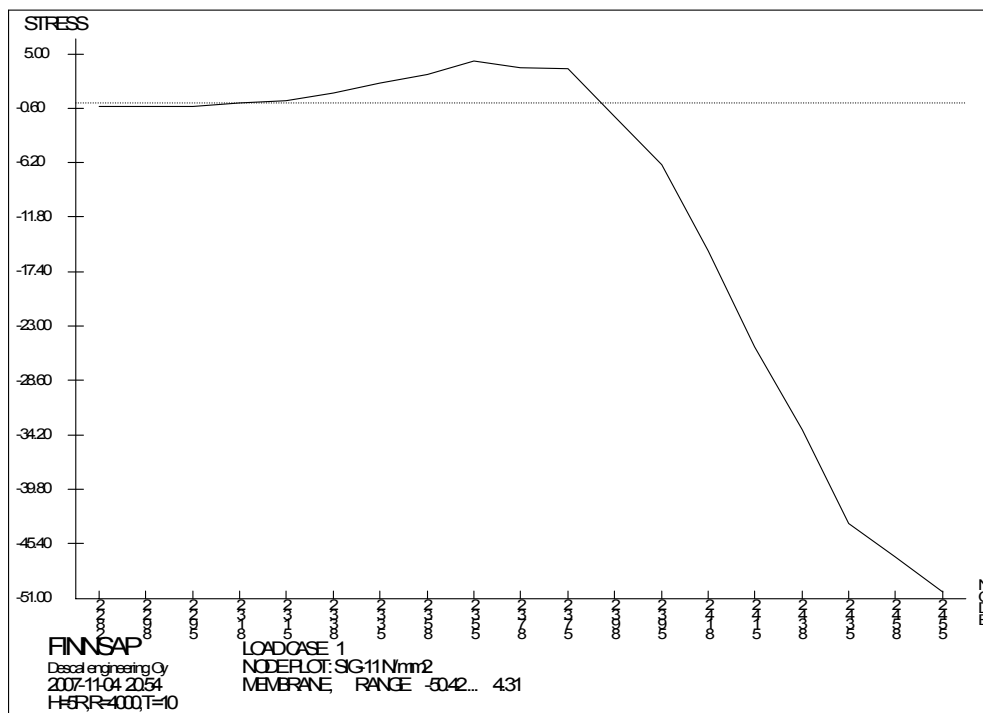
Kuva 13



Kuva 14



Kuva 15 Puristusjännitysten jakauma tuen yläpuolella



Kuva 16 Puristusjännitysten jakauma tuen yläpuolella, lähellä tukipistettä