



Aalto-yliopisto
Kemian tekniikan
korkeakoulu

Kemian tekniikan korkeakoulu
Kemian tekniikan koulutusohjelma

Olli Määttä

**KAKSIFAASIVIRTAUKSEN PAINEHÄVIÖLASKENTATYÖKALUN
KEHITTÄMINEN JA SOVELTAMINEN**

**Diplomityö, joka on jätetty opinnäytteenä tarkastettavaksi diplomi-
insinöörin tutkintoa varten Espoossa 15.07.2015.**

Valvoja

Professori Ville Alopaeus

Ohjaajat

Diplomi-insinööri Mikko Helisevä
Diplomi-insinööri Mika Kettunen

Tekijä Olli Määttä

Työn nimi Kaksifaasivirtauksen painehäviölaskentatyökalun kehittäminen ja soveltaminen

Laitos Kemian tekniikka

Professuuri Prosessit ja tuotteet**Professuurikoodi** Kem-42

Työn valvoja Professori Ville Alopaeus

Työn ohjaaja(t)/Työn tarkastaja(t) DI Mikko Helisevä, DI Mika Kettunen

Päivämäärä 15.07.2015**Sivumäärä** 90+2**Kieli** Suomi

Tiivistelmä

Öljynjalostusteollisuudessa kaasun ja nesteen kaksifaasivirtausta esiintyy todennäköisimmin tarkasteltaessa lauhduttimia, tislaukolonniin kiehuuttimia, prosessiuuneja sekä erityisesti näiden yhteyteen rakennettuja putkilinjoja. Koska kaksifaasivirtaus on fysikaalisesti yksifaasivirtausta huomattavasti monimutkaisempi ilmiö, ei jälkimmäisen kohdalla käytettyjä putkiston ja laitteiden mitoitustietoja voida suoraan soveltaa kaksifaasivirtaukselle. Kaksifaasivirtauksen painehäviön riittävän tarkka laskenta on kuitenkin edellytyksenä sitä käsittelevien prosessiyksiköiden turvalliselle ja tehokkaalle toiminnalle. Painehäviön lisäksi prosessisuunnittelijaa kiinnostaa kaksifaasivirtauksen virtaustyyppi, sillä sopivissa olosuhteissa kaksifaasivirtaukseen voi muodostua virtaustyyppisiä, jotka nopeuttavat laitteen tai putkilinjan kulumista sekä voivat pahimmillaan johtaa laite- ja putkistovaurioihin.

Kirjallisen osan ensimmäisessä luvussa tarkastellaan kaksifaasivirtauksen virtaustyyppisiä sekä kulloinkin vallitsevan virtaustyyppin selvittämiseen käytettäviä työkaluja, virtausaluekarttoja. Seuraavissa luvuissa käydään läpi eroosion ja korroosion esiintymistä kaksifaasivirtauksen yhteydessä sekä näiden ilmiöiden vaikutusta putkilinjojen ja laitteiden mitoitukseen, sekä tarkastellaan kaksifaasivirtauksen tukehtumista ilmiönä sekä erilaisia menetelmiä tukehtumisnopeuden laskentaan. Viimeisessä osiossa käydään läpi Lockhartin ja Martinellin sekä Beggsin ja Brillin painehäviölaskentametodit. Lopussa luodaan vielä katsaus painehäviölaskentametodien tarkkuutta vertaileviin artikkeleihin, joiden perusteella tarkimpia olisivat Friedelin sekä Beggsin ja Brillin painehäviölaskentametodit.

Soveltavan osan alkupuolella tarkastellaan laskentatyökalun kehitystä sekä siinä tehtyjä ratkaisuja. Laskentatyökaluun sisällytettiin Beggsin ja Brillin sekä H.T.F.S.:n painehäviölaskentamenetelmät vapaalle putkivirtaukselle, minkä lisäksi paikallisvastusten laskenta toteutettiin pääasiassa H.T.F.S.:n menetelmien pohjalta. Toisessa vaiheessa tarkastellaan työkalun toimintaa vertailemalla sillä laskettuja arvoja kahdesta erillisestä prosessiteollisuuden yksiköstä saatuihin virtaustietoihin. Kummankin yksikön kohdalla havaittiin lasketun painehäviön olleen 30 – 50 % erisuuruinen mittaustuloksiin verrattuna. Beggsin ja Brillin metodi arvioi painehäviön 10 – 20 % H.T.F.S.:n vastaavaa suuremmaksi, suuremmasta kitkahäviöstä johtuen. Näiden tulosten pohjalta voidaan todeta, että kaksifaasivirtauksen painehäviön ennustaminen on huomattavan vaikeaa. Toisaalta mallien absoluuttisesta tarkkuudesta ei näin vähäisellä laskentatapausten määrällä voida tehdä kunnollisia johtopäätöksiä.

Avainsanat kaksifaasi, kaasu-neste, painehäviö, öljynjalostus

Author Olli Määttä

Title of thesis Development and testing of a two-phase flow pressure drop calculation tool

Department Chemical engineering

Professorship Processes and products**Code of professorship** Kem-42

Thesis supervisor Professor Ville Alopaeus

Thesis advisor(s) / Thesis examiner(s) M.Sc. (Tech.) Mikko Helisevä, M.Sc. (Tech.) Mika Kettunen

Date 15.07.2015**Number of pages** 90+2**Language** Finnish

Abstract

In oil refining industry gas-liquid two-phase flow occurs most likely in condensers, distillation column reboilers, process furnaces and especially in the connecting pipelines. As two-phase flow is physically much more complicated phenomenon than single-phase flow, the same methods used to design single-phase flow piping and equipment cannot be directly applied to two-phase flow. Sufficiently accurate estimation of two-phase flow pressure drop is, however, a prerequisite for safe and effective operation of the equipment handling two-phase flow. In addition to the pressure drop, process engineer is interested in the flow pattern of two-phase flow, as in suitable conditions two-phase flow can comprise of flow patterns, which can speed up erosion of equipment or pipeline or can even result in damage to equipment or piping.

First chapter of the literature part examines the flow patterns which can occur in two-phase flow, as well as the tools used to determine the prevailing flow pattern, known as flow regime maps. The following chapters investigate erosion and corrosion occurring in equipment and pipelines handling two-phase flow. Following that, the choking phenomenon of two-phase flow and the methods to calculate the choking flow rate are introduced. Last section of the literature part examines Lockhart and Martinelli and Beggs and Brill pressure drop calculation methods. In the end of the literature part, articles concerning the accuracy of different pressure drop methods are reviewed. According to those articles methods of Friedel and Beggs and Brill seem to be the most accurate.

In the beginning of the applied part, development of the pressure drop calculation tool is examined. Pressure drop methods incorporated in the calculation tool were Beggs and Brill and H.T.F.S. In addition, pressure drops for bends and fittings were set to be calculated with H.T.F.S. correlations. Following chapter of the applied part concerns operation of the pressure drop calculation tool by comparing the calculated pressure drop values to information derived from two separate process units. Calculated pressure drops were found to differ 30 – 50 % compared to information derived from process units. Beggs and Brill method estimated the pressure drop to be 10 – 20 % higher than the equivalent H.T.F.S. value, due to higher frictional pressure drop. Due to these results, it can be concluded that it is difficult to reliably estimate two-phase flow pressure drops. On the other hand, proper conclusions about the absolute accuracy of the pressure drop models cannot be done, due to low amount of calculation cases.

Keywords two-phase, pressure drop, oil refining, gas-liquid

Esipuhe

Tämä diplomityö toteutettiin Neste Jacobs Oy:n Technology and Product Development osastolla 01.10.2014 – 31.03.2015.

Työn valvojana toimi professori Ville Alopaeus, jota haluan kiittää mielenkiinnosta työtä kohtaan sekä hyvistä ohjeista työn akateemisen puolen kehittämisessä. Erityisesti haluan kiittää diplomi-insinööri Mikko Helisevää sekä diplomi-insinööri Mika Kettusta työni ohjauksesta. Omista aikataulupaineistaan huolimatta heiltä löytyi aina aikaa hyvien neuvojen jakamiseen sekä työssä ilmenneiden ongelmien ratkaisuun. Lisäksi erityiskiitos diplomi-insinööri Anders Riskalle, joka auttoi ratkomaan välillä ylitsepääsemättömiltä tuntuneita ongelmia laskentatyökalun ohjelmoinnissa. Haluan vielä kiittää esimiestäni tekniikan lisensiaatti Veli-Matti Purolaa, joka mahdollisti tämän diplomityön tekemisen.

Kiitos kollegoilleni Neste Jacobsilla sekä ystävilleni vertaistuesta ja hyvistä ideoista työhön liittyen. Haluan vielä erityisesti kiittää perhettäni sekä tyttöystävääni Emmiä tärkeästä tuesta, jota olen saanut koko diplomityö-prosessin ajan.

Porvoo, 15.07.2015

Olli Määttä

Sisällys

Teoriaosa	1
1 Johdanto	1
2 Kaksifaasivirtaustyytit	2
2.1 Yleistä	2
2.2 Oleellisten muuttujien määrittely	3
2.3 Virtaus ylöspäin pystysuorassa putkessa	6
2.4 Virtaus alaspäin pystysuorassa putkessa	8
2.5 Virtaus vaakasuorassa putkessa	10
2.6 Maastosta johtuva slug virtaus	15
3 Virtausaluekartat	18
3.1 Yleistä	18
3.2 Virtaus ylöspäin pystysuorassa putkessa	19
3.2.1 Fair	19
3.2.2 Hewitt ja Roberts	20
3.2.3 Taitel <i>et al.</i>	21
3.3 Virtaus alaspäin pystysuorassa putkessa	23
3.4 Virtaus vaakasuorassa putkessa	24
3.4.1 Baker ja sen muunnokset	24
3.4.2 Mandhane <i>et al.</i>	26
3.4.3 Taitel ja Dukler	28
4 Eroosio ja korroosio kaksifaasivirtauksessa	32
4.1 API:n ohjeistus kaksifaasilinjojen mitoittamiseen	32
4.2 API:n mitoitusohjeen täydennystä	33
5 Tukehtuva virtaus	36
5.1 Yleistä	36
5.2 Homogeeninen malli	37

5.3	Moodyn malli.....	38
5.4	Muut mallit.....	40
6	Painehäviölaskenta.....	42
6.1	Kokonaispainehäviö.....	42
6.2	Dimensiotarkastelu.....	44
6.3	Painehäviökorrelaatiot.....	46
6.3.1	Lockhartin ja Martinellin malli.....	46
6.3.2	Beggs ja Brill.....	48
6.3.3	H.T.F.S.....	51
6.4	Paikallisvastukset.....	51
6.5	Painehäviölaskentametodien vertailu kirjallisuudessa.....	51
	Soveltava osa.....	55
7	Soveltavan osan tavoitteet.....	55
8	Painehäviölaskentatyökalun kehittäminen.....	56
8.1	Käytettävät ohjelmistot ja ohjelmointikieli.....	56
8.2	Laskentatyökalulle asetetut vaatimukset.....	57
8.3	Työkalun ohjelmointi sekä käyttöliittymän rakentaminen.....	58
8.3.1	Käyttöliittymä ja lähtötiedot.....	58
8.3.2	Vapaan putkivirtauksen painehäviö.....	60
8.3.3	Paikallisvastusten aiheuttama painehäviö.....	63
8.3.4	Käyttäjän saama tuloste.....	68
9	Laskentatyökalun käyttö ja testaus.....	70
9.1	Erään prosessiyksikön putkiston painehäviö.....	70
9.2	Painehäviö kolonnin syöttöputkessa.....	74
9.3	Virtausaluekarttojen vertailu.....	78
10	Yhteenveto sekä jatkotutkimusehdotukset.....	84
	Viitteet.....	86

Liite 1: Kiinteitä partikkeleita sisältävän virtauksen eroosionopeuden raja-arvon laskennan parametri K_s I

Liite 2: Kappaleen 9.2 laskentatapauksen aineominaisuudet..... II

Nimikkeistö

Symboli		Dimensio
A	virtauskanavan poikkileikkauksen pinta-ala	m ²
C _{API}	API:n eroosiokerroin	dimensioton
C _{BB}	Beggsin ja Brillin [1973] painehäviölaskennan parametri	dimensioton
C _p	ominaislämpökapasiteetti vakioaineessa	kJ/(kg °C)
C _v	ominaislämpökapasiteetti vakiotilavuudessa	kJ/(kg °C)
D	virtauskanavan halkaisija	m
E	Lockhartin ja Martinellin painehäviölaskennan parametri	dimensioton
e	Neperin luku	2,718
F	Taitelin ja Duklerin [1976] käyttämä parametri	dimensioton
f _F	Fanningin kitkatekijä	dimensioton
f _D	Darcyn kitkatekijä	dimensioton
Fr ₁	Frouden luku	dimensioton
Fr ₂	Frouden luvun neliö	dimensioton
FRNC _{1;2}	FRNC-5PC:n parametri	dimensioton
G	massavuo	kg/(m ² s)
g	putoamiskiihtyvyyys	9,806 m/s ²
gs _{1;2;3;4;5;6}	Goudarin ja Sonnadin [2008] korrelaation parametri	dimensioton
H	korkeus	m
H _L	nesteen holdup	dimensioton
h	entalpia	kJ/kg
j	tyhjäputkinopeus	m/s
K	slip ratio	dimensioton
K _s	eroosionopeuden raja-arvon laskennan parametri	dimensioton
k	putken absoluuttinen karheus	m

L	virtauskanavan pituus	m
$L_{BB1;2}$	Beggsin ja Brillin [1973] painehäviölaskennan parametri	dimensioton
l	reikälevyn paksuus	m
M_w	moolimassa	kg/mol
m	massavirta	kg/s
N_{Lw}	Beggsin ja Brillin [1973] painehäviölaskennan parametri	dimensioton
p	paine	Pa
Q	tilavuusvirta	m ³ /s
R	mutkan säde	m
R_c	moolinen kaasuvakio	8,314 J/(K mol)
R_v	kaasun ja nesteen tilavuusvirtojen suhde	dimensioton
Re	Reynoldsin luku	dimensioton
S	Taitelin ja Duklerin [1976] käyttämä parametri	dimensioton
S_{BB}	Beggsin ja Brillin [1973] painehäviölaskennan parametri	dimensioton
s	entropia	kJ/(kg °C)
T	lämpötila	°C
V_R	tilavuusmittainen virtaussuhde	dimensioton
v	ominaistilavuus	m ³ /kg
v_r	kymmenkantainen logaritmi V_R :stä	dimensioton
w	todellinen keskimääräinen virtausnopeus	m/s
X	Martinelli-parametri	dimensioton
x	kaasun massaosuus	dimensioton
y	Beggsin ja Brillin [1973] painehäviölaskennan parametri	dimensioton
Z	Taitelin ja Duklerin [1976] käyttämä parametri	dimensioton

Kreikkalainen symboli		Dimensio
Δ	muutos	vaihtuva
ζ	paikallisvastuksen painehäviökerroin	dimensioton
μ	dynaaminen viskositeetti	Pa s
ρ	tiheys	kg/m ³
ρ_e	ekvivalentti spesifinen tiheys	kg/m ³
σ	pintajännitys	N/m
κ	kimmomoduuli	Pa
γ	adiabaattinen vakio	dimensioton
ϵ	aukko-osuus	dimensioton
λ_B	Bell <i>et al.</i> [1970] virtausaluekartan parametri	dimensioton
λ_{BB}	Beggsin ja Brillin [1973] painehäviölaskennan parametri	dimensioton
λ_{OC}	Oshinowon ja Charlesin [1974] virtausaluekartan parametri	dimensioton
θ	vaakatasosta mitattu kulma	°
\emptyset	painehäviölaskennassa käytettävä skaalauskerroin	dimensioton
Ψ	Bell <i>et al.</i> [1970] virtausaluekartan parametri	dimensioton
ψ	Beggsin ja Brillin [1973] painehäviölaskennan parametri	dimensioton

Alaindeksi

A	ilman fysikaalinen ominaisuus 20 °C:ssa ja 1 bar (a) paineessa
ad	adiabaattinen
C	kriittinen arvo
e	erosionopeuden raja-arvo
G	kaasufaasi
h	homogeeninen virtaus
L	nestefaasi

LO	tilanne, jossa koko virtaus oletetaan nesteeksi
S	kiinteät aineet
tp	kaksifaasivirtauksen arvo
vap	höyrystyminen
W	veden fysikaalinen ominaisuus 20 °C:ssa ja 1 bar (a) paineessa
0	alkutila

Teoriaosa

1 Johdanto

Kaksifaasivirtauksella tarkoitetaan nimensä mukaisesti virtausta, joka sisältää kahta eri faasia. Yleisesti ottaen kaksifaasivirtauksen faasit voivat olla mitä vain, mutta tässä työssä kaksifaasivirtaus koostuu kaasu- ja nestefaasista. Molemmat faasit voivat olla samaa ainetta, esimerkiksi vesihöyry ja vesi, tai eri ainetta, esimerkiksi ilma ja vesi. Öljynjalostusteollisuudessa kaksifaasivirtausta esiintyy todennäköisimmin tarkasteltaessa lauhduttimia, tislaukolonnien kiehuttimia, prosessiuuneja sekä erityisesti näiden yhteyteen rakennettuja putkilinjoja. Kaksifaasivirtauksella on taipumus muodostaa sopivissa olosuhteissa virtausrakenteita, jotka nopeuttavat laitteen tai putkilinjan kulumista sekä voivat pahimmillaan johtaa laite- ja putkistovaurioihin. Tästä syystä kaksifaasivirtauksen riittävän tarkka mallintaminen on tärkeää. [Ghiasiaan 2008]

Kaksifaasivirtausta sisältävien laitteistojen sekä putkilinjojen suunnittelu on haastavampaa kuin vastaavan yksifaasisysteemin. Tämä johtuu siitä, että kaksifaasivirtaus on fysikaalisesti huomattavasti monimutkaisempi ilmiö kuin yksifaasivirtaus. Viimeksi mainitun ominaisuuksiin vaikuttaa vain inertia, viskositeetti sekä paineen aiheuttamat voimat, kun taas kaksifaasivirtaukseen vaikuttaa edellä mainittujen ilmiöiden lisäksi faasien rajapinnassa syntyvät voimat, nesteen taipumus kastella virtauskanavan seiniä sekä kaasu- ja nestefaasin erisuuruinen liikemäärä. Kaksifaasivirtausta tarkasteltaessa on myös otettava huomioon se seikka, että virtauksen ei voida katsoa koskaan olevan täydellisesti kehittynyt. Putkivirtauksessa painehäviön vaikutuksesta kaasun osuus virtauksesta kasvaa, mikä saattaa johtaa virtaustyyppin muutokseen. Tämä on otettava huomioon varsinkin suunniteltaessa sovelluksia, joissa suhteellinen painehäviö on suuri. [Matsubara ja Naito 2011]

2 Kaksifaasivirtaustyytit

2.1 Yleistä

Kaksifaasivirtaussysteemeissä neste- ja kaasufaasit muodostavat erilaisia virtausrakenteita. Kulloinkin vallitseva virtausrakenne riippuu vallitsevista olosuhteista ja virtauksen ominaisuuksista. Huomion arvoista on, että vaaka- ja pystysuorissa putkissa virtausosuuksia on käsiteltävä erillisinä kokonaisuuksina, koska painovoiman muuttuvasta vaikutussuunnasta johtuen virtaustyytit eivät ole samanlaisia kaikilla putkistogeometrioidella. Tämän lisäksi pystysuora virtaus jaetaan virtaustyytejä tarkasteltaessa vielä kahteen osaan, ylöspäin ja alaspäin liikkuvaan virtaukseen. Kaksifaasivirtaussysteemeihin liittyvissä mitoituksissa ja mallinuksissa on usein tärkeää tietää virtauksen tyyppi koko systeemin alueella, koska esimerkiksi lämmönsiirtokerrointen ja painehäviöiden laskentakorrelaatioiden tulokset ovat usein hyvin riippuvaisia virtaustyyteistä. [Brennen 2005]

Kaksifaasivirtauksen virtaustyyteiden sekä virtausaluekarttojen tutkimus pääsi kunnolla vauhtiin 1950-luvulla pitkälti kaupallisten ydinvoimasovellusten sekä ilmailuteollisuuden tarpeista johtuen. Alvesin vuonna 1954 esittelemä virtaustyyteijako vaakasuoralle virtaukselle, sekä Bakerin vuotta aikaisemmin julkaisema virtausaluekartta vaakasuoralle virtaukselle ovat yhä kaksifaasitutkimuksen ja -laskennan perusteoksia. 1960- ja 1970-luvuilla julkaistiin huomattava määrä tutkimuksia, joiden tavoitteena oli tarjota lisää tietoa virtaustyyteistä, sekä kehittää uusia entistä tarkempia ja erilaisiin putkistogeometrioihin soveltuvia virtausaluekarttoja. [Bergles *et al.* 1981]

Käytännössä kaikissa 1950–1970 luvuilla suoritetuissa virtaustyyteiden määrittämiseen tähtäävissä tutkimuksissa tutkimusmetodina toimi visuaalinen havainnointi. Putken seinämien ollessa läpinäkyviä oli mahdollista käyttää suurnopeuskameraa, kun taas läpinäkymättömillä putkilla käytettiin röntgensäteitä. Liikkuvaa kuvaa otettaessa oli mahdollista keskittyä joko haluttuun putkisegmenttiin, tai liikuttaa kameraa niin että kuva seuraa jotain spesifistä kohdetta, kuten kuplaa tai aaltoa, jolloin oli mahdollista jopa määrittää näiden kohteiden yksilöllinen nopeus. Koesarjat toteutettiin yleensä ajamalla putkiston läpi vakiona pysyvä määrä nestettä ja muuttamalla kaasun määrää kokeen edetessä. Visuaalisen havainnoinnin lisäksi tutkimuksissa mitattiin

ainakin virtauksen painetta ja lämpötilaa sekä painehäviötä jollain tietyllä putkiston osuudella. [Ghiasiaan 2008]

Kaksifaasivirtauksen tapauksessa visuaalinen havainnointi on hyvä tapa suorittaa laboratorio-oloissa perustutkimusta, mutta teollisuuden käyttöön se ei sovi. Käytännöllisten ongelmien lisäksi, koska kyseessä on kvalitatiivinen tutkimusmenetelmä, riippuu tuloksena saatava virtaustyyppi pitkälti havainnoitsijan omasta tulkinnasta. Tämä korostuu etenkin kun ollaan lähellä alueita, joilla virtaustyyppi muuttuu toiseksi. Tällöin virtauksen ulkonäkö muuttuu kahden virtaustyyppin sekoitukseksi. Näistä syistä on pyritty kehittämään muita metodeja virtaustyyppin määrittämiseksi. Tällaisia ovat esimerkiksi virtausaluekartat. Tässä kappaleessa esitellään ensin kaksifaasivirtaukseen oleellisesti liittyvät muuttujat, sekä sen jälkeen erilaisissa putkistogeometrioissa esiintyvät virtaustyytit. [Ghiasiaan 2008]

2.2 Oleellisten muuttujien määrittäminen

Kaasun massaosuutta (vapor fraction) tarvitaan käytännössä kaikissa kaksifaasivirtauksissa mallintavissa yhtälöissä. Sillä kuvataan kaasun massavirran suhdetta koko massavirtaan:

$$x = \frac{G_G}{G_{tp}} \quad (1)$$

Aukko-osuus (void fraction) on yksi tärkeimmistä kaksifaasivirtauksia määrittävistä parametreista. Sitä tarvitaan varsinkin painehäviölaskennassa. Aukko-osuus kuvaa kaasufaasin osuutta virtauskanavan poikkileikkauksesta:

$$\epsilon = \frac{A_G}{A_G + A_L} \quad (2)$$

Aukko-osuuden määrittämiseen liittyy kiinteästi niin sanottu **slip ratio**, eli faasien keskimääräisten nopeuksien suhde.

$$K = \frac{w_G}{w_L} \quad (3)$$

Aukko-osuudelle ja slip ratiolle on olemassa seuraavat yhteydet:

$$\epsilon = \frac{1}{1 + K \left(\frac{1-x}{x} \right) \left(\frac{\rho_G}{\rho_L} \right)} \quad (4)$$

$$K = \left(\frac{1-\epsilon}{\epsilon} \right) \left(\frac{x}{1-x} \right) \left(\frac{\rho_G}{\rho_L} \right) \quad (5)$$

Homogeenisessa virtausmallissa, josta kerrotaan enemmän kohdassa 5.2, faasien katsotaan liikkuvan samalla nopeudella, mistä seuraa että $K = 1$.

Aukko-osuutta tai slip ratiota ei ole mahdollista laskea analyttisesti, vaan jompikumpi on aina määritettävä korrelaatiosta. Näitä korrelaatioita on kehitetty vuosien saatossa lukuisia. Woldesemayat ja Ghajar vertailivat 68 erilaisen aukko-osuuskorrelaation tarkkuutta 2845 datapisteelle. Nämä datapisteet sisälsivät mahdollisimman laajan joukon erilaisia virtaustyyppisiä ja putkistogeometrioita. Woldesemayatin ja Ghajarin [2006] mukaan vertailuista korrelaatioista tarkimmaksi osoittautui Coddingtonin ja Macianin [2001] versio Dixin korrelaatiosta.

$$\epsilon = j_G \left[j_G \left(1 + \left(\frac{j_L}{j_G} \right)^{\frac{\rho_G^{0,1}}{\rho_L}} \right) + 2,9 \left(\frac{g \sigma (\rho_L - \rho_G)}{\rho_L^2} \right)^{0,25} \right]^{-1} \quad (6)$$

Nesteen holdup (liquid holdup) kuvaa nesteelle samaa asiaa kuin aukko-osuus kaasulle. Se määritellään matemaattisesti tietylle putken osalle seuraavalla tavalla:

$$H_L = \frac{\text{putken osassa olevan nesteen tilavuus}}{\text{putken osan tilavuus}} = 1 - \epsilon \quad (7)$$

Nesteen holdup riippuu virtaustyyppistä ja fluidin sekä virtauskanavan ominaisuuksista. Sitä hyödynnetään useissa painehäviö- ja lämmönsiirtokorrelaatioissa, mutta sen analyttinen määrittäminen ei ole mahdollista, vaan tarvitaan empiirisiä korrelaatioita. [Lyons *et al.* 2009]

Ellei erikseen muuta mainita, tässä työssä nopeudella tarkoitetaan **todellista keskimääräistä nopeutta** (true average velocity), joka kertoo millä nopeudella faasit oikeasti liikkuvat. Nämä nopeudet saadaan jakamalla faasin tilavuusvirta sen hallitseamalla poikkipinta-alalla:

$$w_G = \frac{Q_G}{A_G} = \frac{Q_G}{\epsilon A} = \frac{x G_{tp}}{\epsilon \rho_G} \quad (8)$$

$$w_L = \frac{Q_L}{A_L} = \frac{Q_L}{(1-\epsilon)A} = \frac{(1-x)G_{tp}}{(1-\epsilon)\rho_L} \quad (9)$$

Muutammat virtausaluekartat käyttävät koordinaatistoissaan **tyhjäputkinopeuksia**. Ne määritellään faasin tilavuusvirran ja koko virtauskanavan pinta-alan avulla:

$$j_G = \frac{Q_G}{A} = \frac{xG_{tp}}{\rho_G} \quad (10)$$

$$j_L = \frac{Q_L}{A} = \frac{(1-x)G_{tp}}{\rho_L} \quad (11)$$

Reynoldsin luku kuvaa fluidiin vaikuttavan inertiaivoiman ja muodonmuutosta vastustavan voiman suhdetta. Reynoldsin luvusta voidaan päätellä, onko virtaus luonteeltaan laminaaria vai turbulenttia ja tätä tietoa samoin kuin itse lukua tarvitaan muutamissa painehäviökorrelaatioissa. Kaksifaasivirtauksen tapauksessa Reynoldsin luku määritetään kummallekin faasille erikseen:

$$Re_G = \frac{G_{tp}xD}{\mu_G} \quad (12)$$

$$Re_L = \frac{(1-x)G_{tp}D}{\mu_L} \quad (13)$$

Frouden lukua tarvitaan useissa painehäviökorrelaatioissa ja virtausaluekartoissa. Se kuvaa inertia- ja gravitaatiovoimien vaikutusten suhdetta fluidiin. Frouden luvulle on olemassa eri muotoja, joista tässä esitellään työn kannalta oleelliset Fr_1 ja Fr_2 .

$$Fr_1 = (j_G + j_L)/\sqrt{gD} \quad (14)$$

$$Fr_2 = (j_G + j_L)^2/(gD) \quad (15)$$

Martinelli-parametri kuvaa teoreettisten painehäviögradienttien suhdetta tilanteessa, jossa kumpi tahansa faaseista liikkuisi yksin virtauskanavassa:

$$X = \sqrt{\frac{\Delta p_L/\Delta L}{\Delta p_G/\Delta L}} \quad (16)$$

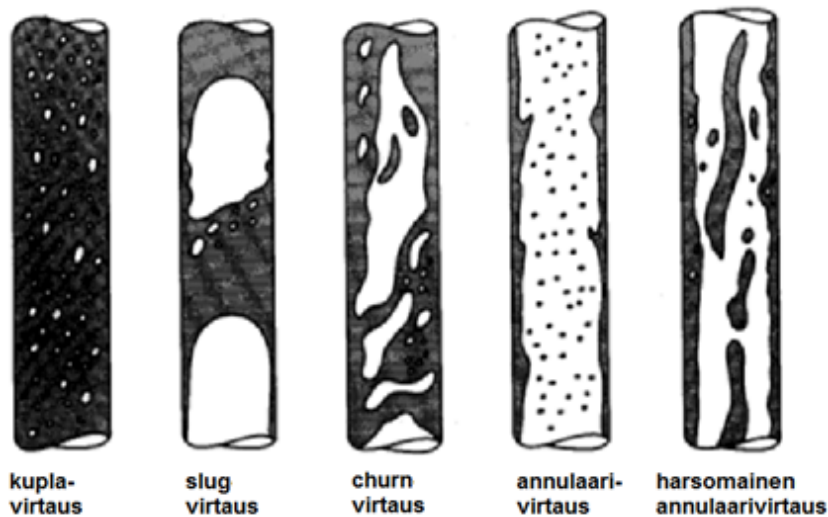
On kuitenkin havaittu, että yhtälön 16 kaava pätee riittävällä tarkkuudella vain kun virtaus koostuu lähinnä vain yhdestä faasista. Tästä syystä Martinelli-parametrille on kehitetty lukuisia korrelaatioita, jotka eroavat toisistaan osamäärien eksponenttien osalta. Kaavassa 17 on esitelty alkuperäinen Lockhartin ja Martinellin kehittämä parametri.

$$X = \left(\frac{1-x}{x}\right)^{0,9} \left(\frac{\mu_G}{\mu_L}\right)^{0,1} \left(\frac{\rho_G}{\rho_L}\right)^{0,5} \quad (17)$$

[Quiben 2005]

2.3 Virtaus ylöspäin pystysuorassa putkessa

Pystysuorassa putkessa ylöspäin liikkuvassa kaksifaasivirtauksessa neste- ja kaasufaasi muodostavat hieman tulkintatavasta riippuen viidestä seitsemään erilaista virtaustyyppiä. Tärkeimmät virtaustyypit on esitetty kuvassa 1 niin, että kaasun virtausmäärä kasvaa liikuttaessa vasemmalta oikealle:



Kuva 1. Ylöspäin virtauksen tärkeimmät virtaustyypit. [Agrawal 2010]

- **Kuplavirtauksessa** (bubble flow) kaasu on hajaantunut nestefaasiin kuplien muodossa. Yleisesti ottaen se on suhteellisen helppo tunnistaa visuaalisesti, varsinkin alhaisilla virtausnopeuksilla. Korkeilla virtausnopeuksilla kuplavirtaus näyttää "maitomaiselta". Kuplien halkaisijan ollessa alle yhden millimetrin, ne ovat muodoltaan pallomaisia, kun taas suuremmille kuplille ei voida yleistää mitään tiettyä muotoa. Kuplat ovat jakautuneet tasaisesti koko putken poikkileikkaukselle. [Bergles *et al.* 1981, Thome 2004]

Roumy jakoi kuplavirtauksen vielä kahteen eri virtaustyyppiin sen mukaan, miten kuplat ovat sijoittuneet toisiinsa nähden. Ensimmäisessä kuplien välillä

ei ole vuorovaikutusta vaan ne ovat erillään, kun taas toisessa virtaustyyppissä kuplat ovat tiukasti pakkautuneita. Kuvassa 1 esitetty kuplavirtaus havainnollistaa nimenomaan ensimmäistä virtaustyyppiä. [Bergles *et al.* 1981, Thome 2004]

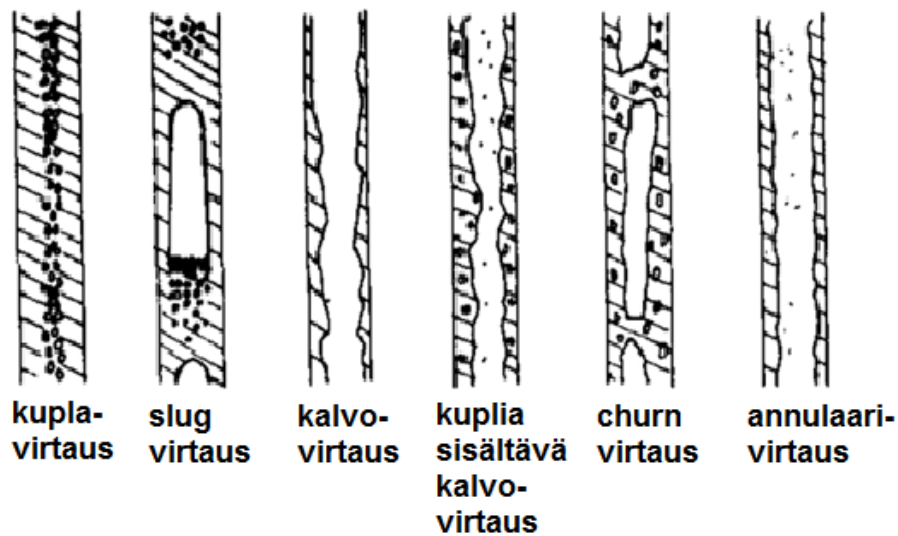
- **Slug virtaus** (slug flow). Kaasun poikkipinta-ala-osuuden kasvaessa kuplien välinen etäisyys muuttuu niin pieneksi, että kuplat alkavat vähitellen törmäillä toisiinsa. Tämän seurauksena kuplat ikään kuin kasvavat yhteen muodostaen suuria, putken poikkipinta-alan kokoisia kuplia. Etuosasta nämä kuplat ovat puolipallon muotoisia ja perästä tasaisia jättäen jälkeensä kuplamaisen vanan. Slug virtauksen muodostamat kuplat tunnetaan myös Taylorin kuplina. Pituussuunnassa kuplat erottaa toisistaan nestefaasi, joka saattaa sisältää pienempiä kuplia. Putken seinien ja kuplien välissä on kapea nestemäinen rajakerros, joka painovoiman vaikutuksesta liikkuu alaspäin. [Bergles *et al.* 1981, Thome 2004]
- **Churn virtaus** (churn flow). Kaasun virtausmäärän kasvattaminen ja toisaalta nestevirtauksen vakiona pitäminen johtaa Taylorin kuplien pitenemiseen. Kaasukuplien ja nesteen välisessä rajapinnassa vaikuttavan leikkausvoiman kasvaessa yhtä suureksi, mutta vaikutussuunnaltaan päinvastaiseksi kuin painovoima, kuplat hajoavat. Tästä seuraa virtauksen rakenteen muuttuminen epästabiiliksi. Churn virtausta voidaan pitää eräänlaisena siirtymävaiheena slug virtauksen ja annulaarivirtauksen välillä. Halkaisijaltaan pienissä putkissa ei churn virtausta kehity välttämättä lainkaan, vaan kaasun virtausmäärän ja sitä myötä virtausnopeuden kasvu johtaa suoraan virtauksen kehittymiseen slug virtauksesta annulaarivirtaukseksi. [Bergles *et al.* 1981, Thome 2004]
- **Annulaarivirtaus** (annular flow). Kaasun virtausmäärän kasvaessa kaasukuplien ja nesteen välisessä rajapinnassa vaikuttava leikkausvoima kasvaa. Leikkausvoiman kasvaessa suuremmaksi kuin painovoima neste siirtyy putken reunoille, kaasun virratessa jatkuvana faasina putken keskellä. Kaasuvirtaus voi irrottaa putken reunoilta virtaavasta nestefaasista pieniä pisaroita kaasuvirtauksen mukaan. Annulaarivirtaus on suhteellisen stabiili ja

sen johdosta tavoiteltava virtausmuoto kaksifaasisysteemeihin jos kaasun osuus on suuri. [Bergles *et al.* 1981, Thome 2004]

- **Harsomaisessa annulaarivirtauksessa** (wispy annular flow) kaasuvirtauksen mukana kulkevat nestepisarat muodostavat pilvimäisiä rakenteita kaasuvirtauksen keskelle. Tällainen tila syntyy kun tavallisen annulaarivirtauksen kaasun virtausnopeutta kasvatetaan. [Bergles *et al.* 1981, Thome 2004]
- **Sumuvirtaus** (mist flow) muodostuu hyvin suurilla kaasun virtausnopeuksilla tai putken seinämien ollessa riittävän kuumia. Tällöin putken reunoilla virtaava ohut nestekerros muuttuu epästabiiliksi ja hajoaa pieninä pisaroina kaasuvirtaukseen. Sumuvirtauksesta ei yleensä ole mahdollista tunnistaa yksittäisiä pisaroita niiden pienen koon takia. [Bergles *et al.* 1981, Thome 2004]

2.4 Virtaus alaspäin pystysuorassa putkessa

Kaksifaasivirtauksen virtaustyytit eroavat hieman sen mukaan, liikkuuko virtaus ylös- vai alaspäin. Perusteellisimmin virtausta alaspäin ovat tutkineet Oshinowo ja Charles, jotka tunnistivat tutkimuksissaan kuusi erilaista virtaustyyppiä. Nämä virtaustyytit on esitetty kuvassa 2 niin, että kaasun virtausmäärä kasvaa liikuttaessa vasemmalta oikealle.



Kuva 2. Alaspäin virtauksen tärkeimmät virtaustyytit. [Oshinowo ja Charles 1974]

- Alaspäin liikkuvan virtauksen tapauksessa **kuplavirtauksen** rakenne eroaa melko paljon vastaavan, ylöspäin liikkuvan kuplavirtauksen rakenteesta. Jälkimmäisessä kuplat ovat jakautuneet koko putken poikkileikkaukselle, kun taas alaspäin liikkuvassa virtauksessa kuplat kerääntyvät lähelle putken kuvitteellista keskiakselia. Yksittäiset kuplat saattavat olla hyvinkin erikokoisia ja muotoisia. Kaasuvirtausta kasvatettaessa kuplien koko kasvaa ja ne levittäytyvät putken keskiakselilta kohti seinämiä. [Bergles *et al.* 1981, Oshinowo ja Charles 1974]
- Kuplavirtaus muuttuu **slug virtaukseksi**, kun kaasun virtausnopeutta kasvatetaan ja toisaalta nesteen virtausnopeus pidetään vakiona. Taylorin kuplien muoto on samanlainen kuin vastaavassa ylöspäin liikkuvassa virtauksessa. Yleisesti ottaen alaspäin liikkuvaa slug virtausta pidetään stabiilimpana ja vähemmän haitallisena kuin vastaavaa, ylöspäin liikkuvassa virtauksessa esiintyvää virtaustyyppiä. Kaasuvirtausta kasvattamalla Taylorin kuplat muuttuvat epästabiileiksi ja ne eivät kulje enää putken keskellä vaan spiraalinmuotoisella radalla putken seinämien läheisyydessä. [Bergles *et al.* 1981, Oshinowo ja Charles 1974]
- **Kalvovirtauksessa** (falling film flow) nestefaasi muodostaa ohuen, kaasukuplia sisältämättömän kalvon putken seinämien ja kaasufaasin väliin.

Kalvon kaasufaasin puoleinen pinta on aaltoileva. Kaasufaasi sisältää joko hyvin vähän tai ei ollenkaan nestepisaroita. Nestekalvo ei myöskään ole jatkuva, vaan kalvovirtauksessa on yleistä, että putken seinämille muodostuu kuivia kohtia. [Bergles *et al.* 1981, Oshinowo ja Charles 1974]

- **Kuplia sisältävä kalvovirtaus** (bubbly falling film flow) on muuten samankaltainen kuin tavallinen kalvovirtaus, mutta siinä nestekalvo on paksumpi ja se sisältää tasaisesti kalvoon hajautuneita kaasukuplia. Tässä virtaustyyppissä kalvo myös liikkuu nopeammin, minkä johdosta faasien välinen leikkausvoima kasvaa. Toisin kuin tavallisessa kalvovirtauksessa, kuplia sisältävässä kalvovirtauksessa putken seinämille ei juuri muodostu kuivia kohtia. Sitä vastoin, eräänlaisten nestesiltojen muodostuminen putken seinämältä toiselle on mahdollista. [Bergles *et al.* 1981, Oshinowo ja Charles 1974]
- **Churn virtaus** kehittyy kun sekä kaasun että nesteen virtausmäärää kasvatetaan. Churn virtaus on pystysuorassa putkessa virtaussuunnasta riippumatta hyvin samanlainen. Taylorin kuplat ovat erittäin epävakaita ja ne pyrkivät sekoittumaan nestefaasiin. Verrattuna vastaavaan ylöspäin virtaukseen, alaspäin virtaavassa churn virtauksessa neste- ja kaasufaasi ovat kuitenkin vähemmän sekoittuneita toisiinsa. [Bergles *et al.* 1981, Oshinowo ja Charles 1974]
- Hyvin suurilla kaasun virtausmäärillä churn virtaus voi kehittyä **annulaarivirtaukseksi**, jonka rakenne on pystysuorassa putkessa virtaussuunnasta riippumatta hyvin samanlainen. [Bergles *et al.* 1981, Oshinowo ja Charles 1974]

2.5 Virtaus vaakasuorassa putkessa

Verrattuna pystysuoraan virtaukseen, vaakasuorassa putkessa liikkuvassa kaksifaasivirtauksessa painovoiman vaikutus virtauksen ominaisuuksiin on huomattavasti suurempi. Virtauksen rakenteelle tämä tarkoittaa sitä, että

useimmissa virtaustyypeissä tiheämpi nestefaasi kerrostuu putken pohjalle ja kevyempi kaasufaasi putken yläosaan. [Bergles *et al.* 1981]

Alvesin [1954] esittelemää virtaustyyppijakoa vaakasuoralle kaksifaasivirtaukselle voidaan pitää relevanttina yhä tänäkin päivänä. Seuraavilla sivuilla esitellään Alvesin tunnistamat kuusi päävirtaustyyppiä, sekä tilanteet jossa päävirtaustyyppi pitää sisällään huomattavia alavirtaustyyppiejä. Virtaustyyppit on järjestetty niin, että kaasun virtausmäärä kasvaa kerroksellisesta virtauksesta lähtien virtaustyyppien esittelyjärjestyksessä.



Kuva 3. Kuplavirtaus vaakasuorassa putkessa. [Bratland 2010]

- Vastaavasta pystysuorasta virtauksesta poiketen, vaakasuora **kuplavirtaus** esiintyy yleensä vain sekä kaasu- että nestevirran ollessa riittävän suuri. Painovoiman vaikutuksesta kuplat kerääntyvät putken yläosaan. Mikäli leikkausvoimat kasvavat painovoimaa suuremmiksi, esimerkiksi kaasun virtausnopeuden kasvaessa, jakaantuvat kuplat tasaisesti koko putken poikkileikkaukselle. [Thome 2004, Alves 1954]



Kuva 4. Kerroksellinen virtaus. [12]

- **Kerroksellista virtausta** (stratified flow) esiintyy kun sekä kaasun että nesteen virtausmäärät ovat matalia. Tällaisessa virtauksessa kaasufaasi sijaitsee luonnollisesti putken yläosassa ja nestefaasi alaosassa. Faasit erottaa selvä rajapinta. [Thome 2004, Alves 1954]



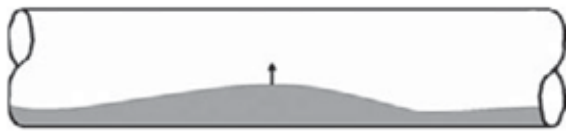
Kuva 5. Kerroksellinen aaltoileva virtaus. (stratified wavy flow) [Bratland, 2009]

- Kerrokselliseen virtaukseen alkaa syntyä aaltoja, mikäli kaasufaasin nopeus on nestefaasia suurempi. Tämä ilmiö tunnetaan Kelvin-Helmholtzin epästabiiliutena. Tällaista virtausta kutsutaan **kerrokselliseksi aaltoilevaksi virtaukseksi**. Aaltojen amplitudi riippuu faasien välisestä nopeuserosta, mutta yleisesti ottaen se on melko suuri, toisin sanoen aaltojen välimatka on pitkä. Aallot muodostuvat putken seinämiä pitkin niin, että seinämille jää ohut kerros nestettä jokaisen aallon mentyä ohi. Aaltojen harjat eivät kuitenkaan yllä putken yläosaan saakka. [Thome 2004, Alves 1954, Bai ja Bai 2012]
- Kerroksellisessa aaltoilevassa virtauksessa aallot ovat sitä korkeampia, mitä suurempi on faasien välinen nopeusero ja riittävän suurella nopeuserolla aallot yltyvät putken yläosaan. Suurten aaltojen välissä liikkuu amplitudiltaan ja korkeudeltaan pienempiä aaltoja. Tätä virtaustyyppiä kutsutaan **jaksolliseksi virtaukseksi** (intermittent flow) ja se voidaan nähdä kahden alavirtaustyyppin, tulppavirtauksen ja slug virtauksen yhdistelmänä. Se kumpi virtaustyyppi on hallitsevampi, riippuu pitkälti nesteen ja kaasun virtaussuhteista. Suuremmat nesteen virtausmäärät suosivat tulppavirtausta, kun taas suuremmat kaasun virtausmäärät slug virtausta. [Thome 2004, Alves 1954]



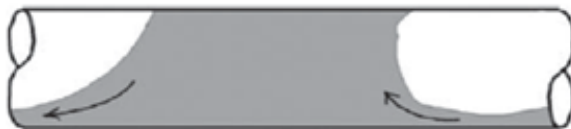
Kuva 6. Tulppavirtaus. [Bratland 2010]

- **Tulppavirtauksessa** soikeat kaasukuplat aikaansaavat nestefaasin epäjatkuvuuden putken yläosassa. Toisaalta koska kuplien halkaisija on pienempi kuin putken halkaisija, pääsee neste virtaamaan kuplien alapuolella, eli putken alaosassa keskeytymättä. Slug virtaukseen verrattuna, putken yläosassa liikkuvat kaasukuplat ovat huomattavasti pienempiä. Tulppavirtausta kutsutaan joskus myös **pitkänomaiseksi kuplavirtaukseksi** (elongated bubble flow). [Thome 2004, Alves 1954]



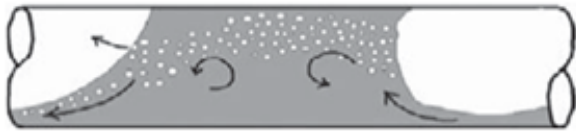
Kuva 7. **Slug virtauksen** kehittyminen. [Bai ja Bai 2012]

- Kelvin-Helmholtzin epästabiiliuden johdosta kerrokselliseen virtaukseen syntyy aaltoja kun kaasufaasin nopeus on nestefaasia suurempi. Nopeuseron ollessa riittävän suuri, yltävät aallot putken yläosaan. [Bai ja Bai 2012]



Kuva 8. **Slug virtauksen** kehittyminen. [Bai ja Bai 2012]

- Aallot ovat saavuttaneet putken yläosan, muodostaen virtaustyyppin, jossa aivan putken alaosassa virtaa keskeytymätön nestefaasi ja muussa osassa putkea slugiksi kutsuttu virtaurakenne, jossa vuorottelevat kaasukuplat sekä nesteaalot. Kaasufaasin nestefaasia suuremmasta nopeudesta johtuen slugi liikkuu putken pohjan nestefilmiä nopeammin. Tästä seuraa se, että yhä enemmän nestettä siirtyy filmistä slugiin. [Bai ja Bai 2012]



Kuva 9. **Slug virtauksen** kehittyminen. [Bai ja Bai 2012]

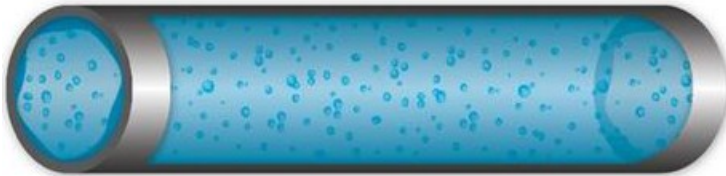
- Kehittyneessä slug virtauksessa pitkänomaisia kaasukuplia erottavat nestefaasin muodostamat aallot, joihin on sitoutunut pieniä kaasukuplia. Kaasukuplien läsnäolo vähentää nesteen määrää slugissa ja toisaalta lisää slugin sisäistä turbulenssia. [Bai ja Bai 2012]

Slug virtauksen esiintyminen prosesseissa voi johtaa monenlaisiin prosessitekniisiin ongelmiin. Virtaustyyppille ominainen paineen heittely aiheuttaa ylimääräistä kuormitusta putkistolle sekä putkistoa kannatteleville rakenteille ja kiinnikkeille. Slug virtauksen on todettu myös tehostavan eroosiota. Lisäksi slug virtaus vaikeuttaa prosessin hallintaa, koska paineen heittelyistä johtuen virtausmäärät eivät pysy tasaisina. Slug virtaus voidaan jakaa kahteen tyyppiin, hydrodynaamiseen slug virtaukseen, jota käsiteltiin edellisellä sivulla sekä pinnanmuodoista johtuvaan slug virtaukseen, jota käsitellään kohdassa 2.6. Ensin mainittua virtaustyyppiä esiintyy esimerkiksi lauhduttimilta lähteivissä putkilinjoissa ja jälkimmäistä sopivassa maastossa kulkevissa pitkissä hiilivetyjen siirto-putkistoissa. Kaksifaasikartoissa esiintyvällä slug virtauksella tarkoitetaan nimenomaan hydrodynaamista slug virtausta. [Bai ja Bai 2012]

Seuraavilla keinoilla on mahdollista välttää tai ainakin vähentää todennäköisyyttä hydrodynaamisen slug virtauksen kehittymiseen prosessiputkistoissa:

- Putken halkaisijan pienentäminen vähentää slug virtauksen esiintymistodennäköisyyttä. Tässä keinosssa on tietenkin otettava huomioon, että putken kokoa voidaan pienentää vain sallitun painehäviön rajoissa. [McKetta 1992]
- Rinnakkaisten putkilinjojen rakentaminen, jolla saadaan kasvatettua virtauskapasiteettiä ilman kitkapainehäviön kasvua. Rinnakkaisten putkilinjojen käyttö on mahdollista kahdella metodilla. Ensimmäisessä kummatkin putkilinjat ovat jatkuvasti käytössä. Toinen vaihtoehto on ohjata

päälinjasta virtausta apulinjaan, mikäli näyttää että päälinjaan kehittyy slug virtaus. Jälkimmäinen metodi vaatii aktiivista prosessin valvontaa kun taas ensimmäinen toimii passiivisesti, mikäli vain linjat on mitoitettu oikein. [McKetta 1992]

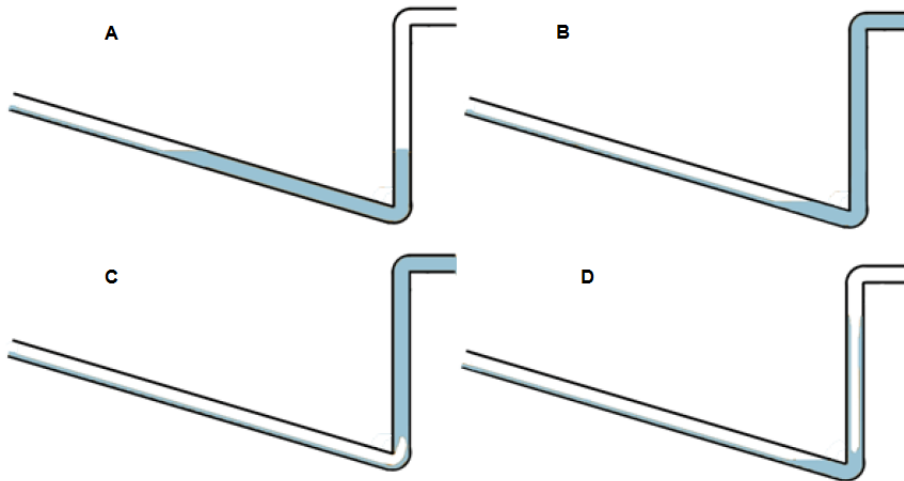


Kuva 10. Annulaarivirtaus. [Bratland 2010]

- Slug virtaus voi kehittyä **annulaarivirtaukseksi** kaasun virtausnopeutta yhä nostettaessa. Vaakasuoran putken annulaarivirtaus muistuttaa hyvin paljon pystysuoran putken vastaavaa virtaustyyppiä. Suurimpana erona vaakasuorassa virtauksessa putken alaosassa nestekerros on painovoiman vaikutuksesta paksumpi kuin yläosassa. Mikäli kaasun virtausnopeutta kasvatetaan, putken yläosan nestekerros haihtuu ja putken yläosa kuivuu. Tällaisessa tilanteessa virtaustyyppi voidaan periaatteessa luokitella myös kerrokselliseksi virtaukseksi. Suurilla kaasun virtausnopeuksilla annulaarivirtaus voi muuttua **sumuvirtaukseksi**, kun myös putken alareuna kuivuu. Rakenteeltaan tämä virtaustyyppi on hyvin samanlainen kuin vastaava virtaus pystysuorassa putkessa. [Thome 2004, Alves 1954]

2.6 Maastosta johtuva slug virtaus

Maastosta johtuva slug virtaus on yleisintä öljyntuotantoketjun alkupäässä, eli porauksessa ja siirrettäessä raakaöljyä pitkiä matkoja yli vaihtelevien pinnanmuotojen. Erityisen yleinen ongelma on öljykenttien elinkaaren loppuvaiheessa, kun öljylähteestä pumpattavan öljyn virtausmäärä ja sen myötä nopeus on pieni. Tyypillisen maastosta johtuvan slug virtauksen kehittyminen on esitetty kuvassa 11. [Bai ja Bai 2012, Guo *et al.* 2005]



Kuva 11. Pinnanmuodoista johtuvan slug virtauksen kehittyminen. [Bratland 2010]

- A. Kaasun ja nesteen virtausmäärien ollessa hyvin pieniä, neste ei pysty nousemaan jatkuvana virtana kuvan mukaisessa putkistogeometriassa vaan muodostaa tukoksen putken alimpaan kohtaan. Vähitellen tukoksen koko kasvaa sekä virtauksen tulo- että menosuuntaan. Koska kaasu ei pääse virtaamaan tukoksen läpi, paine sen takana kasvaa. [Bai ja Bai 2012, Guo *et al.* 2005]
- B. Kun paine tukoksen takana kasvaa riittävästi, neste saavuttaa lopulta nousun korkeimman kohdan ja alkaa virrata suurella nopeudella vaakasuoraa osuutta eteenpäin. Tukoksen läpi pääsee kuitenkin vain hyvin vähän tai ei ollenkaan kaasua. [Bai ja Bai 2012, Guo *et al.* 2005]
- C. Kaasun saavuttaessa putken alimman kohdan, alkaa se työntää kiihtyvällä nopeudella nestetulppaa putken nousua ylöspäin. Kun neste on työntynyt kokonaan ulos putken pystysuorasta osuudesta, kaasu pääsee purkautumaan nesteen ohi suurella nopeudella. Tässä vaiheessa tukoksen jälkeinen nesteen virtaus on minimaalista kaasuun verrattuna. [Bai ja Bai 2012, Guo *et al.* 2005]
- D. Suurin osa tukoksen aiheuttaneesta kaasusta ja nesteestä on päässyt virtaamaan putkisegmentin läpi. Sekä kaasun että nesteen virtausnopeudet pienenevät slug virtauksen muodostumissyklin ensimmäisen vaiheen tasolle ja osa nesteestä valuu pystysuorasta putkesta takaisin putken alimpaan

kohtaan. Tähän kohtaan alkaa vähitellen kerääntyä lisää nestettä ja sykli alkaa alusta. [Bai ja Bai 2012, Guo *et al.* 2005]

Maastosta johtuva slug virtaus voi aiheuttaa hyvin suuria painepoikkeamia ja pahimmillaan johtaa vakaviin laitevaurioihin. Lisäksi se vaikeuttaa huomattavasti prosessin hallintaa, koska virtauksen nopeus ei pysy vakiona. On olemassa simulointiohjelmia, joilla maastosta johtuvan slug virtauksen muodostumista on mahdollista ennustaa suhteellisen luotettavasti. Ohjelmilla voidaan määrittää minimivirtausnopeus, jonka alapuolella slug virtauksen muodostuminen on mahdollista. [Bai ja Bai 2012, Guo *et al.* 2005]

Slugien muodostumista voidaan ehkäistä myös pyrkimällä välttämään kuvan 14. mukaista putkistogeometriaa tai mikäli tämä ei ole mahdollista, varustamalla putkien matalimmat kohdat automaattisilla tyhjennyshanoilla, jotka ehkäisevät nesteen kertymistä näihin paikkoihin. On kuitenkin hyvä huomioida, että tukos voi muodostua putkeen jo huomattavasti kuvaa 14. pienemmillä kallistuskulmilla. On havaittu, että tähän riittää jo muutaman asteen kallistusero alaspäin ja ylöspäin johtavien putkisegmenttien välillä. [McKetta 1992]

3 Virtausaluekartat

3.1 Yleistä

Virtausaluekartan perusteella on mahdollista arvioida kaksifaasivirtauksen virtaustyyppiä ilman että tarvitaan epäkäytännöllisiä visuaalisia havaintoja. Tällaisissa kartoissa diagrammi on jaettu virtausalueisiin, joita erottavat virtausalueen muutosta kuvaavat rajaviivat. Virtausaluekartoilla ei ole yhtenäistä koordinaatistosysteemiä, joten käytettävästä kartasta riippuen on virtauksesta tiedettävä erilaisia fysikaalisia ominaisuuksia. Yleisimpiä tarvittavia ominaisuuksia ovat faasien tiheydet, viskositeetit, massavirta sekä pintajännitys. Virtausaluekartat voidaan jakaa empiirisiin, teoreettisiin sekä puoliteoreettisiin karttoihin. Empiirisissä kartoissa virtausalueet on määritetty koetulosten perusteella, kun taas teoreettiset ja puoliteoreettiset kartat muodostavat virtausalueet teoreettisten mallien pohjalta. [Heikkilä 2014]

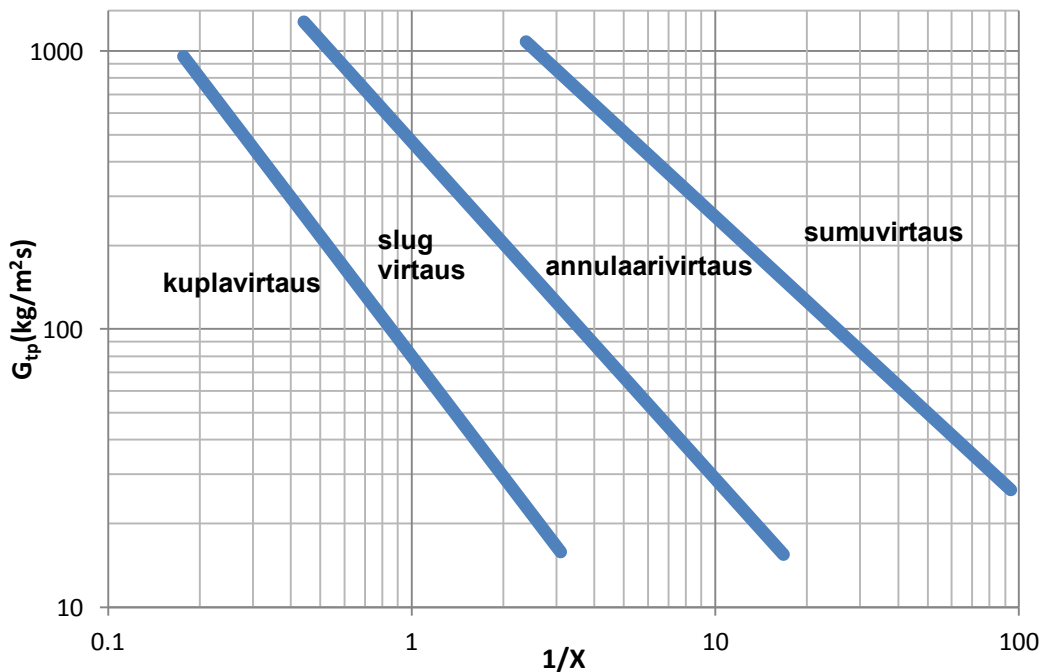
Virtausaluekartat ovat hyödyllisiä työkaluja, kun halutaan saada arvio, minkälaista virtaustyyppiä voidaan odottaa kulloisessakin virtauksen pisteessä. Virtausaluekarttojen suurin ongelma on, että vielä tähän päiväänkään mennessä ei ole onnistuttu kehittämään yleistä virtausaluekarttaa, joka toimisi riittävän tarkasti useille putken halkaisijoille, erilaisille putkistogeometrioille sekä kenties tärkeimpänä useammalle kuin yhdelle spesifiselle kaasu-neste-parille. Tästä syystä virtausaluekarttojen perusteella virtaustyyppiä määritettäessä on tärkeää tiedostaa kulloisenkin kartan laatimisspesifikaatiot, eli esimerkiksi mille putken halkaisijalle sekä fluidisysteemille sitä on suunniteltu käytettävän. [Cheng *et al.* 2008]

Virtausaluekartan laatimisessa koordinaatiston valinta on tarkkuuden kannalta äärimmäisen tärkeää. Hieman yleistäen voidaan todeta, että mitä tarkemmin koordinaatistosysteemi ottaa huomioon faasien fysikaaliset ominaisuudet sekä virtauskanavan ominaisuudet, sitä tarkemmin kyseistä virtausaluekarttaa voidaan käyttää myös muille systeemeille kuin juuri sille, jolle se on alun perin laadittu. Toisaalta mitä enemmän parametrejä koordinaatistosysteemi pitää sisällään, sitä raskaammaksi sen käyttö muodostuu. Käytännössä kaikkien virtausaluekarttojen koordinaatisto on esitetty kymmenkantaisena logaritmina. [Fair 1960]

3.2 Virtaus ylöspäin pystysuorassa putkessa

3.2.1 Fair

Fairin [1960] virtausaluekartta on alun perin kehitetty termosifonien suunnittelun ja mitoituksen tarpeisiin. Fair ei itse suorittanut virtauskokeita karttaa laatiessaan, vaan kartan pohjana on käytetty neljästä eri lähteestä kerättyä virtausdataa. Fair tunnistaa kartassaan vain neljä erilaista virtausaluetta; kuplavirtauksen, slug virtauksen, annulaarivirtauksen ja sumuvirtauksen.



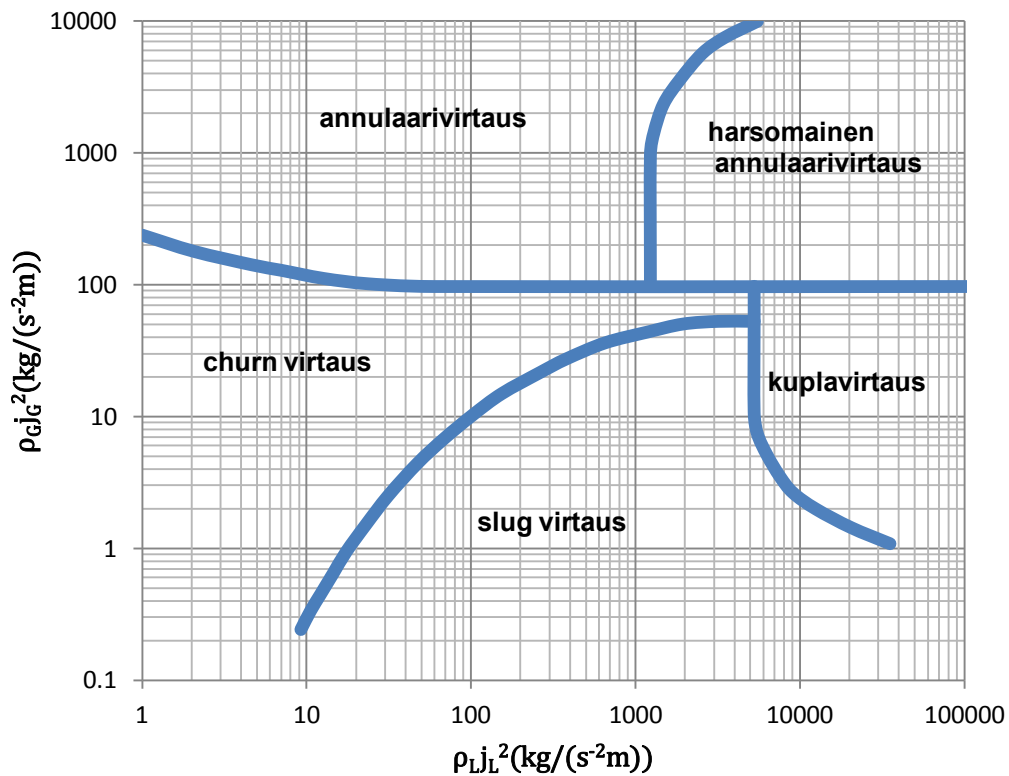
Kuva 12. Fairin virtausaluekartta pystysuoralle ylöspäin virtaukselle.

Abskissassa esiintyvä X on Martinelli-parametri, joka voidaan määrittää kaavalla 17.

Fairin kartan tarkkuudesta on kirjallisuudessa hyvin vähän tietoa, ainakin verrattuna muihin saman aikakauden paljon käytettyihin virtausaluekarttoihin. Vähäisestä virtausalueiden määrästä ja suhteellisen yksinkertaisesta koordinaatistosta voidaan päätellä kartan antavan melko suurpiirteisen ennusteen virtausalueesta. Toisaalta samoista seikoista johtuen sen käyttö on nopeaa ja yksinkertaista.

3.2.2 Hewitt ja Roberts

Hewittin ja Robertsin [1969] julkaisema virtausaluekartta ylöspäin virtaukselle pystysuorassa putkessa on yhä tänäkin päivänä laajasti käytössä. Kartan laatimisen pohjana on käytetty kahdella eri paine-alueella sekä fluidisysteemillä teetettyjä koesarjoja. Hewitt ja Roberts suorittivat omia tutkimuksia ilma-vesi-systeemin kaksifaasivirtaukselle halkaisijaltaan 31,2 mm putkessa ja 1,4–5,4 bar (a) paineessa. Bennett *et al.* olivat vuonna 1965 suorittaneet tutkimuksia vesihöyry-vesi-systeemin kaksifaasivirtaukselle halkaisijaltaan 12,7 mm putkessa ja 34,5–69 bar (a) paineessa. Yhdistämällä näiden koesarjojen tulokset, saatiin seuraavanlainen virtausaluekartta:



Kuva 13. Hewittin ja Robertsin virtausaluekartta ylöspäin virtaukselle.

Kartan abskissana on nesteen liikemäärävu:

$$\rho_L j_L^2 = G_{tp}^2 (1 - x)^2 / \rho_L \quad (18)$$

ja ordinaattana kaasun liikemäärävu:

$$\rho_G j_G^2 = G_{tp}^2 x^2 / \rho_G \quad (19)$$

Hewitt ja Roberts toteavat kartastaan, että koordinaatistosysteeminä käytetty liikemäärävuoto ei todennäköisesti pysty esittämään muita systeemejä kuin ilma-vesi ja höyry-vesi riittävällä tarkkuudella. Jotta tarkkuutta muille fluidipareille saataisiin parannettua, pitäisi koordinaatistosysteemin ottaa tarkemmin huomioon fluidien fysikaaliset ominaisuudet sekä virtauskanavan ominaisuudet.

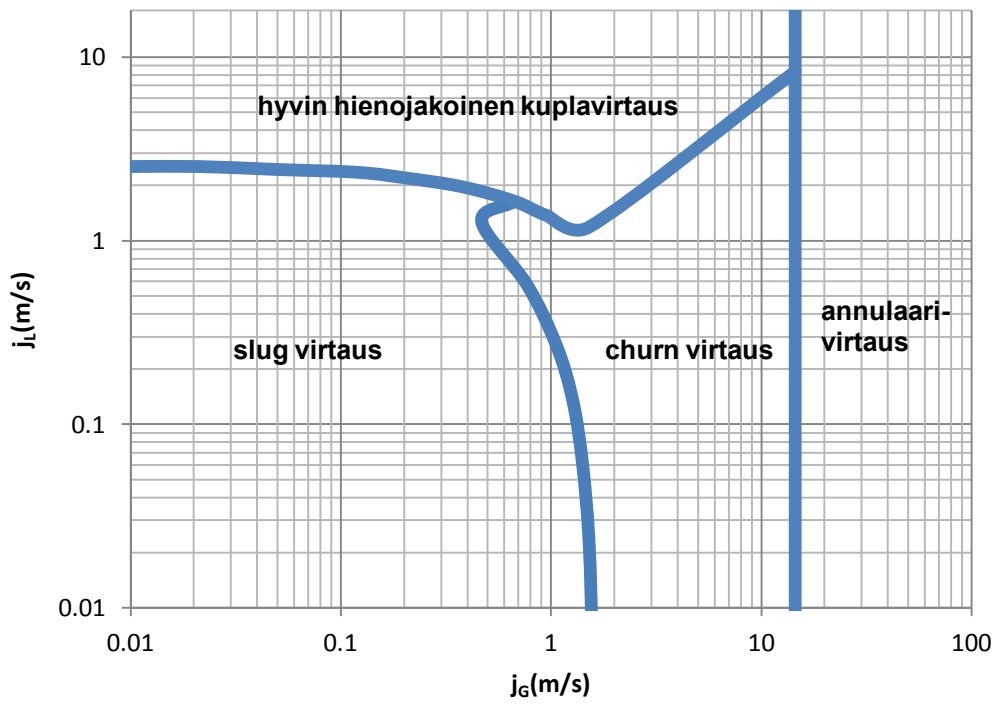
3.2.3 Taitel *et al.*

Taitel *et al.* [1980] laatima virtausaluekartta pystysuoralle ylöspäin virtaukselle perustuu suoraviivaisen empirian sijaan virtaustyyppien muuttumista ennustaviin teoreettisiin malleihin. Tällaisen lähestymistavan etuna empiirisiin virtausaluekarttoihin verrattuna on Taitel *et al.* mukaan se, että nämä mallit pystyvät ottamaan huomioon fluidin ominaisuudet sekä virtauskanavan halkaisijan huomattavasti paremmalla tarkkuudella. Taitel *et al.* virtausaluekartassa esiintyy neljä eri virtaustyyppiä; kuplavirtaus, slug virtaus, churn virtaus sekä annulaarivirtaus. Näistä kuplavirtaus jakaantuu vielä kahteen alavirtaustyyppiin myöhemmin esitetyllä tavalla. Mallien perusta on Taitel *et al.* suorittama fysikaalinen analyysi eri virtaustyyppien välisille muutoksille.

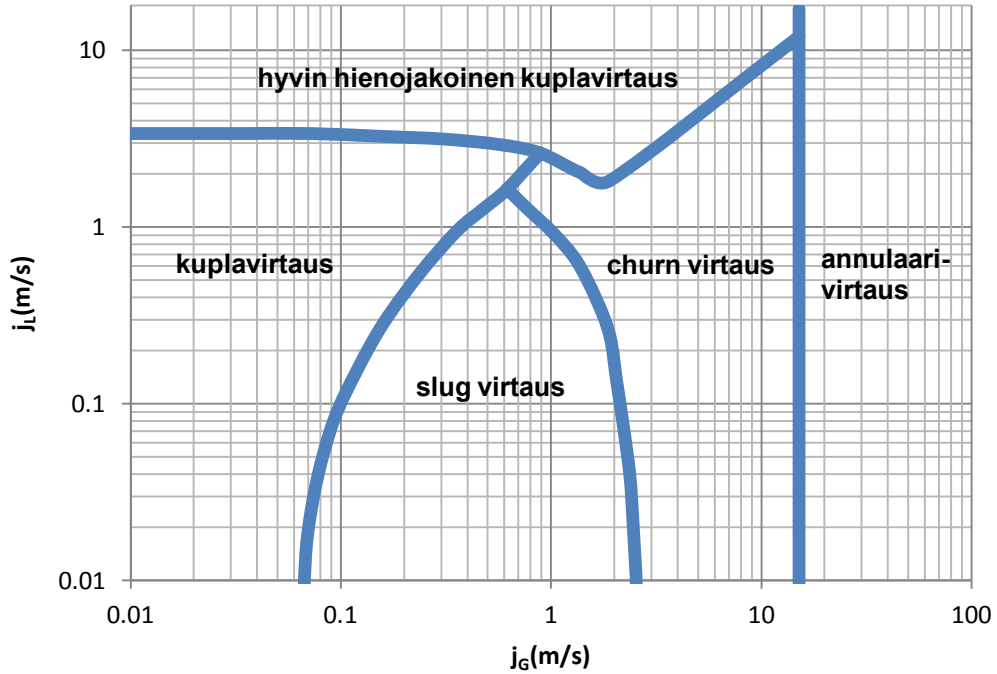
Taitel *et al.* esittelevät kaksi erilaista virtausaluekarttaa, joiden käyttö määräytyy virtauskanavan halkaisijan mukaan. Tämä perustuu siihen, että virtauskanavan halkaisijan ollessa riittävän pieni, Taitel *et al.* katsovat ettei virtauksessa missään vaiheessa esiinny lainkaan tavanomaista kuplavirtausta. Lukuun ottamatta kuplavirtauksen esiintymistä, voidaan kuvista 14 ja 15 havaita virtausaluekarttojen olevan virtauskanavan halkaisijasta riippuen lähes identtisiä.

Virtauskanavan "pienuudelle" ei ole olemassa mitään eksaktia arvoa, vaan se määräytyy tarkasteltavan systeemin kaasun ja nestefaasin ominaisuuksien mukaan. Esimerkiksi ilma-vesi-systeemille 25 °C:ssa ja 100 kPa (a) paineessa pieniksi virtauskanaviksi määritellään putket joiden halkaisija on alle 5 cm. Taitel *et al.* mukaan virtauskanava voidaan määritellä pieneksi, mikäli virtaussysteemi täyttää seuraavan ehdon:

$$\left[\frac{\rho_L^2 g D^2}{(\rho_L - \rho_G) \sigma} \right]^{1/4} \leq 4,36 \quad (20)$$



Kuva 14. Taitel *et al.* virtausaluekartta pienen halkaisijan omaaville putkille.

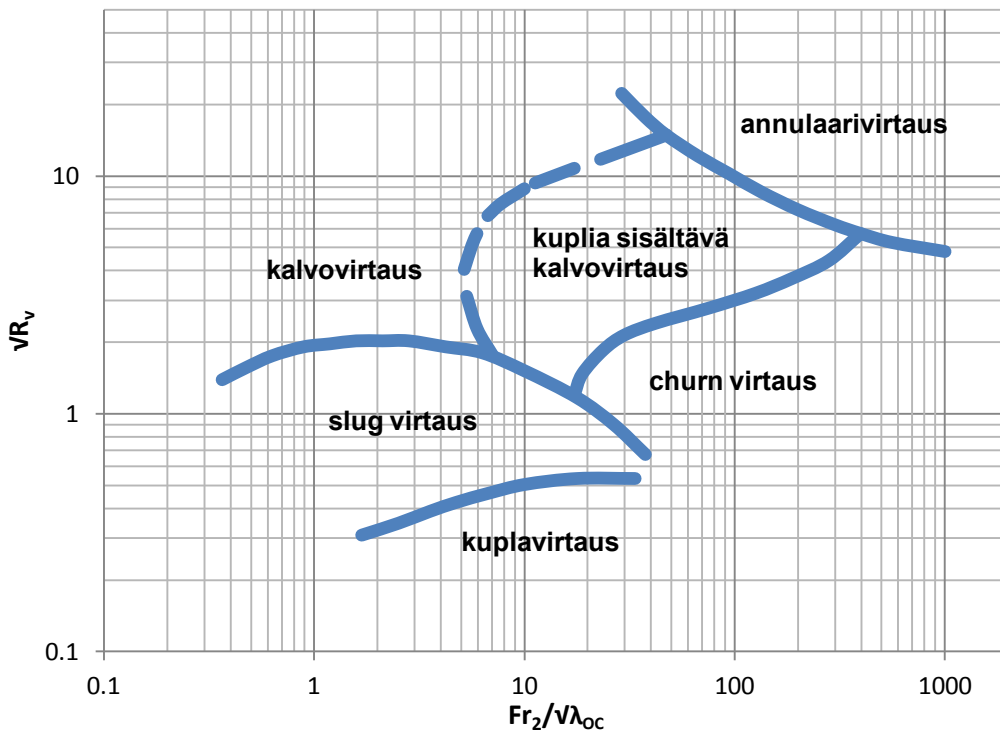


Kuva 15. Taitel *et al.* virtausaluekartta muille kuin pienille putkille.

Taitel *et al.* selvittivät virtausaluekarttojensa tarkkuutta vertailemalla niillä saatuja tuloksia sekä muiden tutkijoiden, että heidän itsensä suorittamien kokeiden tuloksiin. Tämän tarkastelun perusteella he totesivat kehittämistään virtausaluekartoista saatavien tulosten ja koetulosten vastaavuuden olevan hyvää.

3.3 Virtaus alaspäin pystysuorassa putkessa

Oshinowo ja Charles [1974] julkaisivat virtausaluekartan alaspäin virtaukselle pystyputkessa. Koejärjestelyissään he käyttivät halkaisijaltaan 25,4 mm paksuista putkea paineen ollessa noin 1,7 bar (a). Kaasufaasina toimi ilma ja nestefaasina oli viisi erilaista vaihtoehtoa; vesi sekä glyseroli-vesiseokset joissa glyserolia 16, 35, 56 tai 60,5 massaprosenttia. Tuloksena oli seuraavanlainen virtausaluekartta:



Kuva 16. Oshinowon ja Charlesin virtausaluekartta alaspäin virtaukselle.

Absskissassa oleva Frouden luvun neliö Fr_2 voidaan laskea yhtälöstä 15.

Lambda saadaan seuraavasti:

$$\lambda_{OC} = \frac{\frac{\mu_L}{\mu_W}}{\left[\frac{\rho_L (\sigma)}{\rho_W (\sigma_W)} \right]^{3/4}} \quad (21)$$

missä alaindeksi W tarkoittaa vertailuarvona käytettävän veden ominaisuuksia 20 °C:ssa ja 1 bar (a) paineessa.

Ordinaatta saadaan seuraavasti:

$$\sqrt{R_v} = \sqrt{\frac{Q_G}{Q_L}} \quad (22)$$

Virtausaluekartan koordinaatisto on siis dimensioton. Valitettavasti Oshinowo ja Charles eivät pystyneet löytämään mittausaineistoa alaspäin liikkuvalla kaksifaasivirtaukselle. Tämän datan avulla he olisivat voineet tarkistuttaa, voidaanko virtausaluekarttaa käyttää riittävällä tarkkuudella myös muille kuin mitatulle virtaussysteemille.

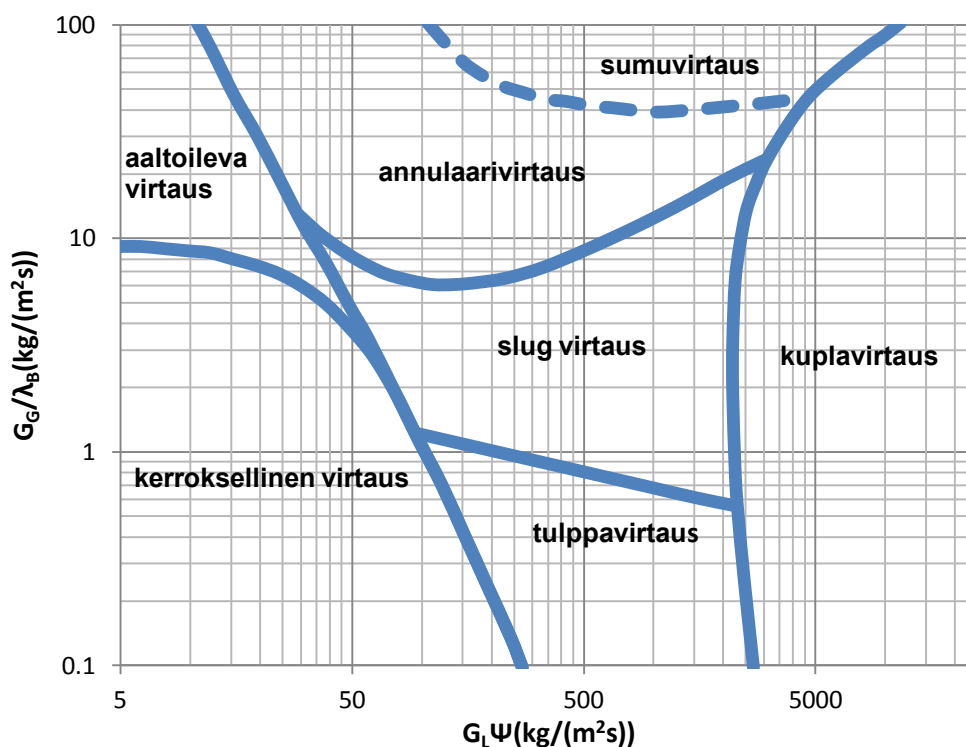
Oshinowo ja Charles julkaisivat virtausaluekartan myös ylöspäin virtaukselle, käyttäen siinä samaa koordinaatistosysteemiä kuin alaspäin virtaukselle. Koska ylöspäin virtaukselle oli olemassa runsaasti mittausdataa erilaisille fluidisysteemeille ja putken halkaisijoille, pystyivät Oshinowo ja Charles verifioimaan oman virtausaluekarttansa käytön myös muille virtaussysteemeille. Koska verifioinnin tulos oli positiivinen ja pitkälti samat voimat vaikuttavat niin ylös- kuin alaspäin virtauksessa sekä kumpikin virtausaluekartta käytti samaa koordinaatistosysteemiä, Oshinowo ja Charles päättelivät että myös alaspäin virtaukselle laadittua karttaa on mahdollista yleistää useammalle virtaussysteemille.

3.4 Virtaus vaakasuorassa putkessa

3.4.1 Baker ja sen muunnokset

Bakerin [1953] julkaisema virtausaluekartta vaakasuoralle kaksifaasivirtaukselle on hyvin tunnettu ja yhä laajalti käytössä, etenkin öljyteollisuudessa. Siinä missä useat virtausaluekartat perustuvat ilma-vesi-systeemistä kerättyyn mittausdataan, Bakerin kartan pohjana oleva tutkimusaineisto on peräisin hiilivetyjen kaksifaasivirtausta

tutkivasta koesarjasta. Koejärjestely toteutettiin ajamalla kaasumaisia hiilivetyjä ja näiden kondensaatteja vaihtelevissa suhteissa halkaisijoiltaan 8" ja 10" tuumaisten, useiden kilometrien mittaisten putkien läpi ja tarkkailemalla virtauksen painehäviötä koko putken matkalta. Virtausaluekarttaa muodostaessaan Baker tarkasteli myös jo olemassa ollutta, halkaisijaltaan pienempiä putkia käsitellyttä kaksifaasivirtausdataa. Tämän datan painoarvo on kuitenkin huomattavasti pienempi kuin Bakerin itse teettämästä koejärjestelystä hankitun datan. Alkuperäisen Bakerin kartan koordinaatistossa on muutamia epäkäytännöllisiä seikkoja, esimerkiksi sekä abskissassa että ordinaatissa esiintyy numeerisia vakioita. Bell *et al.* [1970] julkaisivatkin vuonna 1970 parannelun version Bakerin virtausaluekartasta. Muunnoksilla ei vaikutettu kartan tarjoamaan informaatioon, vaan yksinkertaisesti parannettiin sen käytettävyyttä järkeistämällä koordinaatistosysteemiä.



Kuva 17. Bell *et al.* muunnos Bakerin virtausaluekartasta.

Akseleissa esiintyvät dimensiottomat parametrit Ψ ja λ_B voidaan johtaa kaavoilla 23 ja 24:

$$\Psi = \frac{\sigma_{WA}}{\sigma} \left[\left(\frac{\rho_W}{\rho_L} \right)^2 \frac{\mu_L}{\mu_W} \right]^{1/3} \quad (23)$$

$$\lambda_B = \left(\frac{\rho_G \rho_L}{\rho_A \rho_W} \right)^{1/2} \quad (24)$$

Kummassakin kaavassa alaindeksi A tarkoittaa ilman ja W veden kulloistakin fysikaalista ominaisuutta 20 °C:ssa ja 1 bar (a) paineessa.

Useissa tutkimuksissa on osoitettu, että Bakerin virtausaluekartan kyky ennustaa virtaustyyppijä on puutteellinen. Tämä korostuu varsinkin tilanteissa, joissa virtaussysteemi johon karttaa sovelletaan, eroaa huomattavasti siitä systeemistä jonka perusteella kartta on laadittu. Kuten aiemmin kirjoitettiin, Bakerin kartta on laadittu pääasiassa koesarjan pohjalta, jossa tarkkailtiin hiilivetyjen virtausta halkaisijaltaan suurissa putkissa. Tämä ja käytettyjen mittauspisteiden suhteellisen vähäinen määrä johtavat luonnollisesti epätarkkuuden kasvuun. [Bell *et al.* 1970]

Siitä, kuinka epätarkka Bakerin kartta todellisuudessa on, on erisuuntaisia arvioita. Bell *et al.* toteavat, että puutteistaan huolimatta Bakerin karttaa on mahdollista yleistää riittävällä tarkkuudella useisiin sovelluksiin. Heidän mielestään kartan tarkkuus paranee huomattavasti, mikäli virtaustyyppien välisiä rajoja ei käsitellä vain äärettömän ohuina rajalinjoina, joiden kummallakin puolella eriävät virtaustyyppit ovat selvästi havaittavissa, vaan paksumpina rajavyöhykkeinä joilla virtaustyyppiä on haastava määrittää. Kuten todettua, kartta on myös yhä laajasti käytössä, varsinkin öljyteollisuudessa. Toisaalta Rounhani ja Sohal [1983] ovat hyvin kriittisiä Bakerin virtausaluekartan tarkkuutta kohtaan.

On myös hyvä muistaa, että virtausaluekartan tarkkuutta arvioitaessa on aina otettava huomioon virtaussysteemin ominaisuudet, jolle tarkastelu tehdään. Bakerin kartan kohdalla tämä on ehkä vielä tärkeämpää kuin muiden virtausaluekarttojen ollessa kyseessä, edellisessä kappaleessa mainittujen seikkojen takia.

3.4.2 Mandhane *et al.*

Mandhane *et al.* [1971] laativat virtausaluekartan kaksifaasivirtaukselle vaakasuorassa putkessa yhteensä 5935:n eri lähteistä keräämänsä mittauspisteen perusteella. Näistä mittauspisteistä 1178 käsitteli ilma-vesi-systeemiä. Perusteena mittauspisteiden valinnalle he käyttivät sitä, että jokaisen mittauspisteen virtaustyyppi tuli olla tiedossa.

Taulukko 1. Mandhane *et al.* virtausaluekartan laatimiseen käytettyjen kaikkien fluidisysteemien mittauspisteiden suureiden vaihteluvälit.

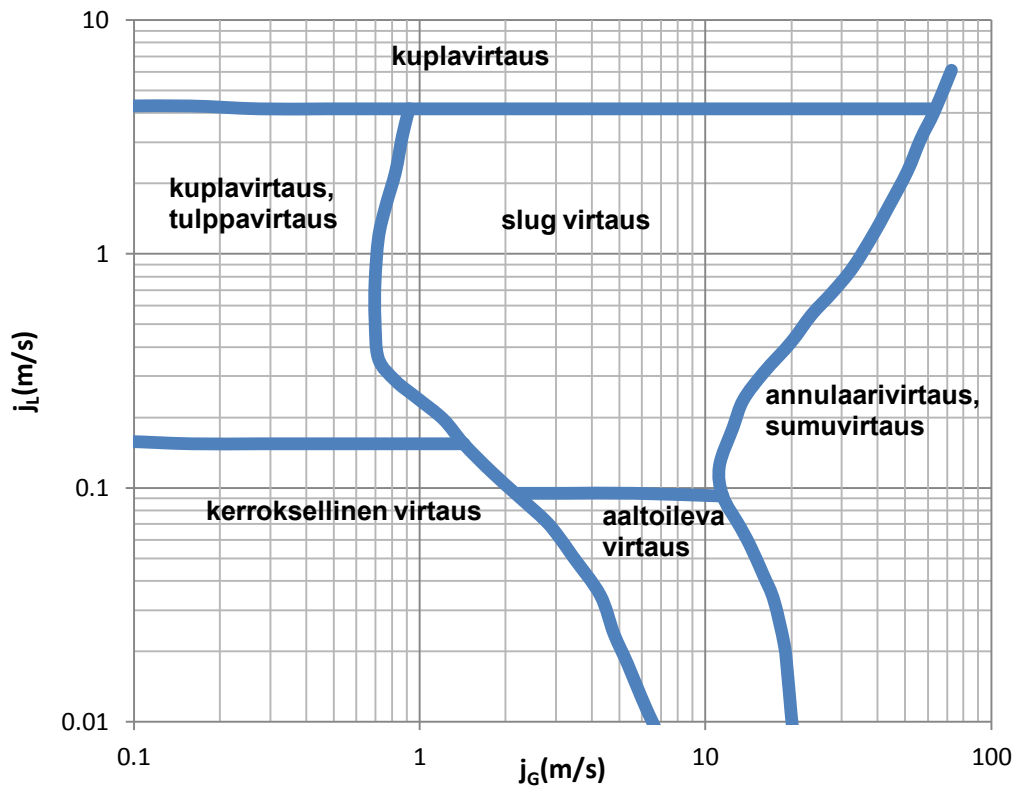
suure	vaihteluväli	yksikkö
D	12,7–165,1	mm
ρ_L	705–1009	kg/m ³
ρ_G	0,8–50,5	kg/m ³
μ_L	(3–900)*10 ⁻⁴	kg/(ms)
μ_G	(1–2,2)*10 ⁻⁵	kg/(ms)
σ	24–103	mN/m
j_L	(0,09–731)*10 ⁻²	m/s
j_G	0,04–171	m/s

Mandhane *et al.* tarkastelivat ensin jo olemassa olleiden virtausaluekarttojen tarkkuutta taulukossa 1 esitettyjen mittauspisteiden virtaustyyppien ennustamisessa. Näihin karttoihin kuului muun muassa Bakerin virtausaluekartta. Tarkastelun perusteella he päättelivät, että karttojen tarkkuutta olisi mahdollista parantaa joitain muutoksia tekemällä.

Yksinkertaistaakseen virtausaluekartan laatimista, sen pohjana käytettiin ensin vain ilma-vesi-systeemiä käsitteleviä mittauspisteiteitä. Mandhane *et al.* suunnitelmana oli tämän jälkeen muodostaa jäljelle jääneiden mittauspisteiden perusteella eräänlaiset korjaustermit, joilla kartan tarkkuutta olisi mahdollista vielä parantaa. Ideana tämä ei ollut mitenkään uusi, mutta sen sijaan että he olisivat yrittäneet sisällyttää korjaustermin diagrammin akseleihin, kuten monien muiden virtausaluekarttojen kohdalla on toimittu, he päättivät siirtää virtaustyyppien välisiä siirtymärajoja korjaustermin määrittämisen järjestelmän mukaan. Taulukon 1 parametrien vaihteluvälejä voidaan siis pitää hyvänä ohjeena alueelle, jolle virtausaluekarttaa on mahdollista riittävällä tarkkuudella soveltaa.

Koordinaatistosysteemiä valitessaan Mandhane *et al.* tulivat siihen tulokseen, että yksinkertainen järjestelmä jossa ordinaattana toimii nestefaasin tyhjäputkinopeus ja abskissaana kaasufaasin tyhjäputkinopeus, olisi täysin riittävä. Erityistä huomiota he kiinnittivät koordinaatistosysteemin kykyyn ottaa huomioon erilaiset virtauskanavan

halkaisijat. Tarkastelun perusteella tämä kriteeri täyttyi riittävällä tarkkuudella. Tuloksena oli kuvan 18 mukainen virtausaluekartta.



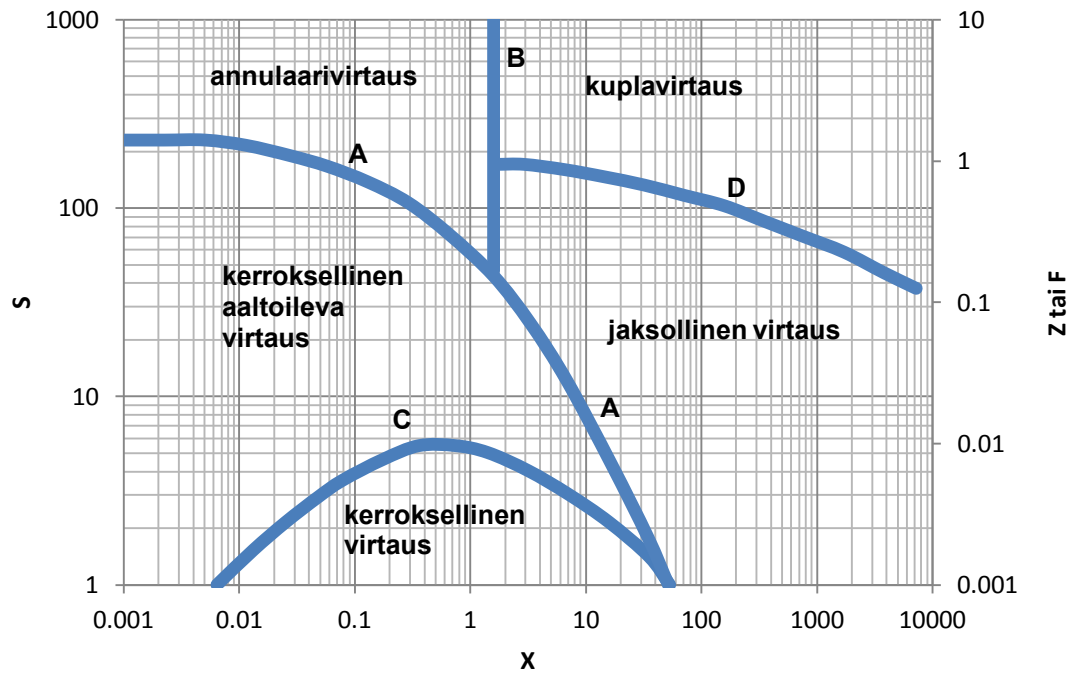
Kuva 18. Mandhane *et al.* virtausaluekartta vaakasuoralle kaksifaasivirtaukselle. Kerroksellinen aaltoileva virtaus on lyhennetty kartassa aaltoilevaksi virtaukseksi.

Mandhane *et al.* raportoivat virtausaluekartan olevan hyvin pitkälti keskiarvo jo olemassa olevista kartoista. Tämä on sinänsä täysin loogista, koska he vain kokosivat yhteen muiden karttojen piirtämiseen käytetyn datan ja muodostivat tästä koko datamäärästä oman virtausaluekarttansa. He raportoivat myös muodostamansa kartan olevan olennaisesti muita karttoja tarkempi ilma-vesi-systeemille ja hieman tarkempi kaikelle datalle, kuin tarkin siihen mennessä olemassa ollut kartta (Hoogendoornin virtausaluekartta).

3.4.3 Taitel ja Dukler

Taitelin ja Duklerin [1976] virtausaluekartta vaakavirtaukselle on laadittu samalla periaattella kuin Taitel *et al.* [1980] virtausaluekartta pystyvirtaukselle, joka esiteltiin kohdassa 3.2.3. Empirian sijaan kartta perustuu virtaustyyppin muuttumista ennustaviin teoreettisiin malleihin. Tällaisen lähestymistavan etuna empiirisiin

virtausaluekarttoihin verrattuna on se, että nämä mallit pystyvät ottamaan huomioon fluidin ominaisuudet sekä virtauskanavan halkaisijan huomattavasti paremmalla tarkkuudella. Taitelin ja Duklerin kartta on myös siinä mielessä harvinainen, että sen avulla on mahdollista ottaa huomioon mahdollinen virtauskanavan kallistus. Virtaustyyppiä määritettäessä käytettävä koordinaatisto valitaan sen mukaan mitä käyrää tarkastellaan (taulukko 2).



Kuva 19. Taitelin ja Duklerin virtausaluekartta vaakavirtaukselle. Jaksollinen virtaus sisältää sekä tulppavirtauksen että slug virtauksen.

Taulukko 2. Kuvan 19 koordinaatiston valinta.

käyrä	A & B	C	D
koordinaatisto	F vs X	S vs X	Z vs X

$$F = \sqrt{\frac{\rho_G}{\rho_L - \rho_G} \frac{j_G}{\sqrt{Dg \cos \theta}}} \quad (24)$$

$$S = \sqrt{\frac{\rho_G j_G^2 j_L}{(\rho_L - \rho_G) g \frac{\mu_L}{\rho_L} \cos \theta}} \quad (25)$$

$$Z = \sqrt{\frac{\Delta p_L / \Delta L}{(\rho_L - \rho_G) g \cos \theta}} \quad (26)$$

X on Martinelli-parametri, joka määriteltiin kaavassa 16 teoreettisten painehäviögradienttien suhteeksi tilanteessa, jossa kumpi tahansa faaseista liikkuisi yksin virtauskanavassa. Painehäviögradientit saadaan kaavoilla 27 ja 28.

$$\frac{\Delta p_G}{\Delta L} = \frac{2f_{F,G}G_{tp}^2x^2}{D\rho_G} \quad (27)$$

$$\frac{\Delta p_L}{\Delta L} = \frac{2f_{F,L}G_{tp}^2(1-x)^2}{D\rho_L} \quad (28)$$

Turbulentilla alueella kitkatekijä voidaan määrittää Colebrookin yhtälöllä [Goudar ja Sonnad 2008]:

$$\frac{1}{\sqrt{f}} = -2 \log_{10} \left(\frac{k/D}{3,7} + \frac{2,51}{Re\sqrt{f}} \right) \quad (29)$$

Koska Colebrookin yhtälöä ei voida ratkaista analyttisesti, on olemassa lukuisia korrelaatioita. Goudar ja Sonnad [2008] kehittivät seuraavanlaisen korrelaation, jonka absoluuttiseksi virheeksi Colebrookin yhtälön korreloinnissa he määrittivät $3,64 \cdot 10^{-4} \%$:

$$f_D = \left\{ \frac{2}{\ln_{10}} \left[\ln \left(\frac{gs_1}{gs_2} \right) + gs_3 \right] \right\}^{-2} \quad (30)$$

missä:

$$gs_1 = \frac{\ln(10)Re}{5,02} \quad (31)$$

$$gs_2 = gs_4 \left(\frac{gs_4}{gs_4+1} \right) \quad (32)$$

$$gs_4 = gs_5gs_1 + \ln gs_1 \quad (33)$$

$$gs_5 = \frac{k/D}{3,7} \quad (34)$$

$$gs_3 = \frac{gs_6}{gs_6+1} \ln \frac{gs_2}{gs_6} \quad (35)$$

$$gs_6 = gs_5gs_1 + \ln \frac{gs_1}{gs_2} \quad (36)$$

Darcyn kitkatekijä voidaan muuntaa Fanningin kitkatekijäksi kun tiedetään että $f_F = f_D / 4$.

Taitel ja Dukler pitivät Mandhane *et al.* [1974] julkaisemaa virtausaluekarttaa siihen mennessä parhaimpana olemassa olevana virtausaluekarttana, pitkälti kartan kehittämiseen käytetyn suuren datamäärän takia. Tämän johdosta he tarkastelivat luomansa kartan tarkkuutta juuri Mandhane *et al.* virtausaluekartan valossa. Taitel ja Dukler vertailivat virtausaluekarttoja sellaisilla virtausolosuhteilla, joille Mandhane *et al.* kartta oli laadittu. Näin he pyrkivät todistamaan kehittämiensä mallien yleisen toimivuuden. Tarkastelu oli siinä mielessä onnistunut, että virtausalueiden rajojen sijainti oli kartoissa riittävän yhtenäinen. Koska Taitelin ja Duklerin luoman teoreettisiin malleihin perustuvan kartan pitäisi olla paremmin yleistettävissä erilaisille fluideille ja virtauskanaville kuin empiiristen karttojen, voidaan Taitelin ja Duklerin kartan olettaa olevan Mandhane *et al.* karttaa tarkempi, kun joudutaan taulukossa 1 esitettyjen vaihteluvälien ulkopuolelle. Negatiivisena puolena Taitelin ja Duklerin kartassa voidaan pitää sitä, että se ei erittele tulppavirtausta ja slug virtausta.

4 Eroosio ja korroosio kaksifaasivirtauksessa

4.1 API:n ohjeistus kaksifaasilinjojen mitoitukseen

Kaksifaasivirtaus voi kuluttaa putkilinjojen seinämiä usealla eri tavalla. Eroosion ja korroosion lisäksi tunnetaan eroosio-korroosio – ilmiö. Eroosio-korroosiossa materiaalin pinta kuluu mekaanisen toiminnan ja korroosion yhdistelmänä. Eroosiota voivat aiheuttaa esimerkiksi riittävän suuren liike-energian omaavat, virtauksen sisältämät partikkelit tai kavitaatio. Eroosio-korroosion vaikutusmekanismi voidaan jakaa kahteen osaan. Ensimmäinen on itse materiaalin tai sen pintaa suojaavan oksidikerroksen mekaaninen eroosio. Toinen on putken seinämän kulumisen jonkin korrodoivan aineen virtauksen ja suojaavan oksidikerroksen heikkenemisen johdosta. Öljynjalostusprosesseissa yleisin eroosiota aiheuttava aine on hiekka ja korroosiota aiheuttavia aineita ovat esimerkiksi hiilidioksidi ja rikkivety. Kulumisprosessi kohdistuu suurimmaksi osaksi painehäviöitä aiheuttaviin putken osiin, kuten mutkiin, t-kappaleisiin, kavennuksiin ja venttiileihin. [API 1991, Sheir *et al.* 1994]

American petroleum institute (API) suosittelee ohjeessaan [1991] mitoittamaan hiilivetyjä sisältävät kaksifaasilinjat niin, että virtauksen nopeus on pienempi kuin kulloisellekin fluidille laskettava eroosionopeuden raja-arvo. Kaksifaasivirtauksen nopeus w_{tp} voidaan määrittää kun tiedetään massavirta ja virtauksen tiheys:

$$w_{tp} = \frac{G_{tp}}{\rho_{tp}} \quad (37)$$

Eroosionopeuden raja-arvo taas saadaan seuraavasti:

$$w_e = \frac{C_{API}}{\sqrt{\rho_{tp}}} \quad (38)$$

missä C_{API} on eroosiokerroin ja ρ_{tp} saadaan kaavalla 60. Tässä kappaleessa tästä lähtien esiintyvä C tarkoittaa nimenomaan C_{API} :ä. Koska kaava 38 on alun perin laadittu imperiaalisille yksiköille, on C :n alkuperäisiä arvoja kerrottava 1,22:lla, jotta kaavaa voidaan käyttää SI-yksiköille. Tässä työssä ilmoitetut C :n arvot on skaalattu SI-järjestelmään. Jatkuvatoimiselle käytölle $C = 122$ ja epäjatkuvalle käytölle $C = 153$. API ei ohjeessaan määrittele tarkemmin epäjatkovaa käyttöä.

Käytännössä kaavan 38 antama nopeus w_e tarkoittaa arvoa, jonka yläpuolella API katsoo haitallisen voimakkaan eroosion olevan mahdollista. API:n mukaan kaava perustuu pitkälti öljyteollisuudesta hankittuihin kokemuksiin. Mikäli virtaava fluidi ei sisällä kiinteitä partikkeleita eikä korroosiota edistäviä aineita, API katsoo että C voi olla välillä 183–244. Toisaalta mikäli virta sisältää kiinteitä partikkeleita tai korroosiota edistäviä aineita, on C:n arvoa laskettava huomattavasti alle 122:n.

4.2 API:n mitoitusohjeen täydennystä

Southwest Research Institute, tästä lähtien SwRI, toteutti moniosaisen tutkimuksen koskien eroosiota ja korroosiota kaksifaasivirtauksessa. Heidän tavoitteenaan oli kehittää päivitetty ja yksityiskohtaisempi versio edellisessä kappaleessa esitellystä API:n kaksifaasilinjojen mitoitusohjeesta. API:n ohjeen oli nimittäin havaittu johtavan monissa puhtaana virtauksen tapauksissa liian konservatiiviseen mitoituslaskeluun. Puhtaalla virtauksella tarkoitetaan tässä tapauksessa virtausta, joka ei sisällä eroosiota tai korroosiota aiheuttavia aineita. API:n ohjeistus ei myöskään tarjoa eksaktia ehdotusta siitä, mikä C:n arvo olisi valittava, mikäli virtaus sisältää eroosiota tai korroosiota aiheuttavia komponentteja. [Deffenbaugh 1989]

SwRI suositteli virtaussysteemien jakamista neljään ryhmään sen mukaan, millä mekanismilla ne kuluttava putkilinjoja. Tavoitteena heillä oli määrittää jokaiselle ryhmälle oma metodi eroosionopeuden raja-arvon laskemiseksi. Näin ainakin teoriassa pystyttäisiin pääsemään eroon jo mainituista API:n ohjeistuksen ongelmakohtista. Ryhmät ovat seuraavat:

1. Puhdas virtaus
2. Eroosiota aiheuttava virtaus (ei korroosiota aiheuttavia aineita läsnä)
3. Korroosiota aiheuttava virtaus (ei eroosiota aiheuttavia aineita läsnä)
4. Eroosio-korroosiota aiheuttava virtaus

Puhtaassa virtauksessa käytännössä ainoa kulumista aiheuttava tekijä ovat putken seinämiin törmäilevät pisarat. On kuitenkin havaittu, että aiheuttaakseen todellista eroosiota, on pisaroiden virtausnopeus oltava tällaisessa tilanteessa yli 50 m/s. Näin suuria virtausnopeuksia esiintyy kaksifaasisysteemeissä melko harvoin, koska usein muut virtaustekniset seikat, kuten painehäviö, ovat jo asettaneet virtausnopeudelle

käytännöllisen ylärajan. Mikäli halutaan käyttää API:n ohjeistusta ja määrittää eroosionopeuden raja-arvo, SwRI:n tutkimus suositteli käyttämään C:lle arvoa joka on välillä 244–366. [Svedeman 1990]

Kiinteitä partikkeleita sisältävän virtauksen eroosion vaikutus kasvaa virtauksen nopeuden sekä partikkelien määrän kasvaessa. SwRI:n tutkimus määrittä seuraavanlaisen kaavan, jolla voidaan laskea eroosionopeuden raja-arvo, jonka yläpuolella putken kuluminen ei enää ole hyväksyttävällä tasolla:

$$w_e = K_s \frac{D}{\sqrt{Q_s}} \quad (39)$$

missä K_s voidaan lukea liitteestä 1. [Svedeman 1990]

Korrodoivia aineita sisältävän, mutta kiinteistä aineista vapaan virtauksen korroosionopeuteen vaikuttavat korrodoivien aineiden konsentraatio, virtauksen ominaisuudet, lämpötila, fluidin pH sekä putkimateriaalin korroosion kesto. SwRI keskittyi korroosiotutkimuksessaan ilmiöön, jossa erityisesti annulaarivirtauksessa pisarat irrottavat putken pinnasta sitä suojaavan oksidikerroksen. Tämän seurauksena korrodoivat komponentit pääsevät kuluttamaan suojaamatonta putken pintaa. Kyseessä on siis eräänlainen eroosio-korroosio – prosessi, mutta erotuksena ryhmän 4. virtaukseen, tässä tilanteessa eroosio aiheutuu täysin virtauksen rakenteen seurauksena, eikä virtauksessa olevista kiinteistä partikkeleista. SwRI:n tutkimuksessa havaittiin, että suorien putkiosuukien kuluminen oli hyvin pientä suurillakin virtausnopeuksilla, kun taas painehäviöitä aiheuttavat putken osat kuluivat jo huomattavasti pienemmillä virtausnopeuksilla. [Svedeman 1993, Svedeman 1995]

Virtausnopeuden, mikäli se ei aiheuta yllä mainittua ilmiötä, vaikutuksesta korroosioon on ristiriitaisia arvioita kirjallisuudesta. Yleinen mielipide tuntuu kuitenkin olevan, että vaikka virtausnopeuden kasvattaminen vahvistaisikin hieman korroosiota, ei virtausnopeuden rajoittaminen ole järkevää koska ongelma on luonteeltaan pääasiassa kemiallinen. Mikäli korroosiota halutaan vähentää, on virtausnopeuden pienentämisen sijasta yleensä kannattavaa muuttaa esimerkiksi virtauksen lämpötilaa, korrodoivien aineiden konsentraatiota tai yksinkertaisesti valita paremmin korroosiota kestävä putkimateriaali. Näistä kahden ensimmäisen keinon käyttö on usein prosessiteknillisistä syistä mahdotonta, joten joudutaan

turvautumaan paremmin korroosiota kestäviin materiaaleihin. [Svedeman 1993, Svedeman 1995]

Mikäli virtaus sisältää sekä korroosiota että eroosiota aiheuttavia komponentteja, on putkiston kulumisen arviointi hyvin haastavaa. Tämä johtuu siitä, että putken kulumisnopeuteen vaikuttavien parametrien ja ilmiöiden määrä kasvaa hyvin suureksi. Yleisesti voidaan kuitenkin todeta, että tällaisessa tilanteessa korrosio ja eroosio tukevat toisiaan ja putkiston kulumisen kiihtyy. [Svedeman 1993, Svedeman 1995]

5 Tukehtuva virtaus

5.1 Yleistä

Tukehtuva virtaus on ilmiönä hyvin merkityksellinen monissa kaksifaasivirtaussovelluksissa. Mikäli tukehtuvaa virtausta ei oteta kunnolla huomioon laitteistoa ja putkistoa suunniteltaessa, on hyvin mahdollista että prosessin toimivuus ja turvallisuus vaarantuvat. Toiselta nimeltään ilmiö tunnetaan hieman harhaanjohtavasti kriittisenä virtauksena. Tässä työssä käytetään tästä lähtien käsitettä kriittinen virtaus. [Thermopedia 2014]

Virtauksen tukkeutuminen tapahtuu tilanteissa, joissa fluidi purkautuu paineistetusta tilasta virtauskanavaa pitkin tilaan, jonka paine on riittävästi ensimmäistä tilaa matalampi. Olkoon ensimmäisen tilan paine p_0 ja määränpäätilan p . Oletetaan tilanne, jossa määränpäätilan painetta asteittaisesti lasketaan ja muut virtaukseen vaikuttavat olosuhteet pidetään vakiona. p :n pienentyessä massavuo virtauskanavan läpi kasvaa siihen asti, kunnes p saavuttaa kriittisen tason. Olkoon tämä paine p_c . Havaitaan, että vaikka p :tä yhä pienennettäisiin, massavuo ei enää kasva. Juuri ennen tukehtumista virtauskanavan läpi kulkee siis kyseiselle systeemin tilalle ominainen, suurin mahdollinen määrä fluidia. [Thermopedia 2014]

Kuten monen muunkin kaksifaasivirtaukseen liittyvän ilmiön kohdalla, myös kriittinen virtaus on huomattavasti monimutkaisempi kahden faasin läsnä ollessa, kuin yksifaasitapauksessa. Oltaessa kaksifaasivirtauksen kanssa tekemisissä, on kriittisen virtausnopeuden määrittäminen tarpeen yleisimmin varoventtiiliä tai tislaukskolonnin siirtolinjaa mitoitettaessa. Joillekin systeemeille on olemassa kokeellista dataa, mutta käytännössä aina joudutaan turvautumaan teoreettisiin malleihin. Vielä tähän päivään mennessä ei ole kehitetty yhtä yleispätevää mallia, joka sopisi riittäväällä tarkkuudella erilaisille fluideille ja virtauskanaville. Kriittistä virtausta mallinnettaessa on siis oltava varma käytettävän mallin soveltuvuudesta kulloiseenkin virtaussysteemiin. Todella kriittisissä sovelluskohteissa on suositeltavaa vertailla malleilla saatuja tuloksia kokeellista dataa vasten. Aina 40-luvulta lähtien on esitetty monia kymmeniä malleja kriittisen virtauksen laskemiseksi. Seuraavassa kappaleessa pyritään esittelemään näistä malleista tärkeimmät ja käytetyimmät. [Thermopedia 2014]

5.2 Homogeeninen malli

Homogeenisessa mallissa (homogeneous equilibrium model, tästä lähtien HEM) neste ja kaasufaaseista muodostetaan eräänlainen pseudofluidi, jonka avulla virtausta voidaan käsitellä yksifaasivirtauksena. Tämä malli on yksinkertaisin kriittisen virtauksen määrittämiseen käytetty metodi, jos ei oteta huomioon muutamia puoliempiirisiä malleja. HEM:ä käytettäessä tehdään seuraavat oletukset:

1. Neste- ja kaasufaasit ovat koko virtauskanavan matkalta sekä termodynaamisesti että mekaanisesti tasapainossa. Toisin sanoen niillä on sama lämpötila ja nopeus.
2. Virtaus on isentrooppista, eli $\Delta s = 0$. Tässä tilanteessa virtauskanavaa on käsiteltävä kitkattomana.
3. Alkutilassa virtauksen nopeuden oletetaan olevan 0.

Massavuo virtauskanavassa nopeuden ja ominaistilavuuden avulla ilmaistuna on:

$$G_{tp} = \frac{w_{h,tp}}{v_{h,tp}} \quad (40)$$

missä ominaistilavuus on:

$$v_{h,tp} = xv_G + (1-x)v_L \quad (41)$$

Kun virtauksen alkutilan nopeus oli oletettu olemattomaksi, voidaan virtauksen nopeus missä tahansa virtauskanavan pisteessä ilmoittaa seuraavasti:

$$w_{h,tp} = \sqrt{2(h_{h,tp,0} - h_{h,tp})} \quad (42)$$

missä entalpia on:

$$h_{h,tp} = xh_G + (1-x)h_L \quad (43)$$

Yhdistämällä yhtälöt 40–43 saadaan massavuolle seuraavanlainen yhtälö:

$$G_{tp} = \frac{\sqrt{2(h_{h,tp,0} - (xh_G + (1-x)h_L))}}{xv_G + (1-x)v_L} \quad (44)$$

Tässä yhtälössä h_G , h_L , v_G , v_L , ja x ovat lopputilan arvoja. Kriittisen virtauksen massavuo voidaan nyt määrittää iteroimalla yhtälöä 44. Käytännössä tämä tapahtuu

muuttamalla lopputilan painetta p_1 ja määrittämällä sitä vastaavat entalpian ja ominaistilavuuden arvot niin usein, että saavutetaan massavuon suurin arvo. [Starkman *et al.* 1962]

Riittävän pitkissä virtauskanavissa, missä virtaus ehtii saavuttaa tasapainon, HEM on täysin riittävä kriittisen virtausnopeuden arviointiin. Toisaalta lyhyessä virtauskanavassa mallin epätarkkuus kasvaa huomattavan suureksi. Myös virtaustyyppillä on vaikutusta HEM:in tarkkuuteen. Koska HEM:ssä oletetaan neste- ja kaasufaasien nopeuden olevan yhtä suuret, suosii malli tällaisia virtaustyyppisiä. Toisaalta esimerkiksi annulaarivirtauksen kriittisyyden tarkasteluun ei HEM:ä voi suositella, koska tässä virtaustyyppissä faasien välinen nopeusero on hyvin suuri. [Wallis 1980]

5.3 Moodyn malli

Moodyn [1965] esittelemä malli on yksi eniten käytetyistä kriittisen virtauksen laskentametoodeista. Yhdysvaltain atomienergiakomission (Nuclear Regulatory Commission) mukaan se on paras malli virtauskanaville, joille $L/D \gg 1$. Moodyn mallia käytettäessä tehdään seuraavat oletukset:

1. Virtaus on yhdestä komponentista koostuva kylläisten neste- ja kaasufaasien seos.
2. Virtauksen laajeneminen tapahtuu isentrooppisesti.
3. Virtauksen kummankin faasin nopeusjakauma on yhdenmukainen. Faasien nopeuksien ei kuitenkaan tarvitse olla yhtä suuret.

Massavuon ollessa suurimmillaan, eli virtauksen ollessa kriittistä täytyy seuraavien ehtojen päteä:

$$\left(\frac{\partial G}{\partial K}\right)_p = 0 \quad (45)$$

$$\left(\frac{\partial G}{\partial P}\right)_K = 0 \quad (46)$$

missä K on slip ratio joka on määritelty tarkemmin kaavassa 3.

Faasien nopeudet missä tahansa virtauskanavan kohdassa voidaan ilmoittaa seuraavasti:

$$w_G = \frac{xG}{\epsilon\rho_G} \quad (47)$$

$$w_L = \frac{(1-x)G}{(1-\epsilon)\rho_L} \quad (48)$$

missä:

$$\epsilon = \frac{1}{1+K\frac{(1-x)v_L}{xv_G}} \quad (49)$$

Alkutilan entalpia voidaan ilmaista seuraavasti:

$$h_{tp,0} = x\left(h_G + \frac{1}{2}w_G^2\right) + (1-x)\left(h_L + \frac{1}{2}w_L^2\right) \quad (50)$$

Ja alkutilan entropia:

$$s_{tp,0} = s_L + xs_{vap} \quad (51)$$

Eliminoimalla w_G , w_L , x ja α yhtälöistä 47–51 saadaan massavuolle seuraavanlainen yhtälö:

$$G_{tp} = \sqrt{\frac{2(h_{tp,0}-h_L) - \frac{h_{vap}}{s_{vap}}(s_{tp,0}-s_L)}{\left[\frac{K(s_G-s_{tp,0})}{s_{vap}}v_L + \frac{(s_{tp,0}-s_L)}{s_{vap}}v_G\right]^2 \left[\frac{s_{tp,0}-s_L}{s_{vap}} + \frac{s_G-s_{tp,0}}{K^2s_{vap}}\right]}} \quad (52)$$

missä suurimmalla virtausmäärällä

$$K = \left(\frac{v_G}{v_L}\right)^{1/3} \quad (53)$$

Wallisin [1980] mukaan Moodyn laskentamalli on validi kun $x_0 \approx 0,01-1,0$ ja $P_0 = 1,0-27,2$ bar (a). Yleisesti ottaen Moodyn mallilla saadaan korkeampia kriittisen nopeuden arvoja kuin määritettäessä vastaavaa tapausta HEM:llä.

5.4 Muut mallit

HEM:in ja Moodyn mallin ongelmana on niiden tarvitseman alkuarvodatan hankinta jokapäiväisessä insinööriyössä. Esimerkiksi entalpian arvojen määrittäminen on hyvin vaivalloista ja aikaa vievää, varsinkin kun huomioidaan mallien iteratiivinen luonne. Kohoutek *et al.* [2001] kehittivätkin kriittisen nopeuden laskentamallin, jonka tarvitsema alkuarvodata on helpommin hankittavassa muodossa. Tässäkin mallissa kriittinen nopeus saadaan määrittämällä suurin mahdollinen massavuo lopputilan painetta muuttamalla. Massavuon arvot voidaan laskea seuraavasta yhtälöstä:

$$G_{tp}^2 = \frac{\left(\frac{\partial h}{\partial x}\right)_P}{\left(\frac{\partial v}{\partial x}\right)_P \left(\frac{\partial h}{\partial P}\right)_x - v \left(\frac{\partial v}{\partial x}\right)_P - \left(\frac{\partial v}{\partial P}\right)_x \left(\frac{\partial h}{\partial x}\right)_P} \quad (54)$$

Yhtälön 54 osittaisderivaatat ovat sellaisella muodossa, että ne ovat hankittavissa suhteellisen helposti yleisesti käytössä olevista simulointiohjelmista, kuten Aspen Plus tai PRO/II.

Yllä oleva metodikin on kuitenkin melko työläs, mikäli kriittinen nopeus joudutaan määrittämään riittävän monesta kohteesta. Tällöin on järkevää käyttää jotain yksinkertaistettua metodologia, jolla saadaan karkea arvio kriittiselle nopeudelle. Tämän jälkeen verrataan saatua lukua siihen virtauksen nopeuteen, jolle linja on mitoitettu. Nyrkkisääntönä voidaan pitää, että virtauksen mitoitettu nopeus saisi olla korkeintaan 80 % määritetystä kriittisestä nopeudesta. Mikäli osuus on suurempi, on suositeltavaa muuttaa mitoitettua nopeutta tai määrittää virtauksen kriittinen nopeus uudestaan jollain tarkemmalla menetelmällä ja tämän jälkeen tarvittaessa muuttaa mitoitettua nopeutta.

Kaavassa 55 on esitetty eräs hyvin yksinkertaistettu metodi kriittisen virtausnopeuden laskemiseen, jota prosessiuunisimulointiohjelma FRNC-5PC:n käyttää. Simulointiohjelman manuaalissa kaavan lähteeksi on mainittu Afganin ja Schundlerin kirjoittama *Heat Exchangers: Design and Theory Sourcebook* vuodelta 1974.

$$w_C = \frac{w_{C,G} [x + (1-x)FRNC_1]}{\sqrt{x + (1-x)FRNC_2^2 FRNC_1^2}} \quad (55)$$

missä $w_{C,G}$ on pelkän kaasufaasin, $w_{C,L}$ taas nestefaasin kriittinen nopeus ja

$$FRNC_1^2 = \frac{\rho_G}{\rho_L} \quad (56)$$

$$FRNC_2^2 = \frac{w_{C,G}}{w_{C,L}} \quad (57)$$

FRNC-5PC:n manuaali ilmoittaa ohjelman oletettavan D:lle arvon 0,333, joka on sen mukaan riittävän tarkka arvo jalostamoympäristössä esiintyville hiilivedyille. [FRNC-5PC Design Report]

Kaasufaasin ja nestefaasin kriittiset nopeudet $w_{C,G}$ ja $w_{C,L}$ saadaan määrittämällä äänen nopeus kussakin faasissa. Yleisesti äänen nopeus saadaan Newtonin-Laplacen yhtälöllä:

$$w_C = \sqrt{\frac{\kappa}{\rho}} \quad (58)$$

Esimerkiksi vedelle kimmomoduuli κ on $2,15 \cdot 10^9$ Pascalia. Kaasulle adiabaattinen kimmomoduuli κ_{ad} saadaan seuraavasti:

$$\kappa_{ad} = \gamma p = \frac{c_p}{c_v} p \quad (59)$$

Adiabaattinen vakio γ on siis vakiopaineisen ominaislämpökapasiteetin ja vakiotilavuuksisen ominaislämpökapasiteetin suhde. Yksiatomiselle kaasulle se on noin 5/3, kaksiatomiselle noin 7/5 ja kolmiatomiselle noin 3/2.

Yhdistämällä yhtälöt 58 ja 59 sekä käyttämällä ideaalikaasuoletusta voidaan johtaa kaasulle äänen nopeuden laskentakaava:

$$w_{C,G} = \sqrt{\frac{\gamma R_c (t + 273,15)}{M_w}} \quad (60)$$

[Perry ja Green 1997]

6 Painehäviölaskenta

6.1 Kokonaispainehäviö

Kaksifaasivirtauksen painehäviömallit voidaan jakaa kahteen osaan sen mukaan käsittelevätkö ne virtausta homogeenisena vai erillisinä faaseina. Kuten edellisen kappaleen alussa todettiin, homogeenisessa virtausmallissa kaasu- ja nestefaaseja käsitellään yksifaasisena pseudofluidina. Tässä tapauksessa yhden faasin ominaisuudet ovat käytännössä keskiarvo neste- ja kaasufaasin ominaisuuksista. Homogeenista virtausmallia käytettäessä painehäviölaskennassa pätevät kaikki samat yhtälöt, joita käytetään yksifaasivirtauksen painehäviölaskentaan. Erillisten faasien malli painehäviölaskennan pohjana on työläämpi, mutta toisaalta sillä voidaan odottaa saatavan tarkempia tuloksia. [Heikkilä 2014]

Kokonaispainehäviö putkivirtaukselle on hydrostaattisen ja kitkallisen painehäviön sekä liikemäärällisen painemuutoksen summa:

$$\Delta p_{kokonais,tp} = \Delta p_{hydrostaattinen,tp} + \Delta p_{liikemäärä,tp} + \Delta p_{kitka,tp} \quad (61)$$

Kaksifaasivirtaukselle hydrostaattinen painehäviö lasketaan faasien keskiarvotiheyttä ρ_{tp} käyttäen:

$$\Delta p_{hydrostaattinen,tp} = \rho_{tp} g \Delta H = \rho_{tp} g L \sin \theta \quad (62)$$

missä θ on virtauskanavan ja vaakasuoran tason väliin jäävä kulma. Vaakasuoralle putkelle hydrostaattinen painehäviö on luonnollisesti 0. Faasien yhteinen tiheys saadaan aukko-osuuden ja osatiheyksien avulla seuraavasti:

$$\rho_{tp} = \rho_L(1 - \epsilon) + \rho_G \epsilon \quad (63)$$

Liikemäärällinen painemuutos kuvaa kineettisen energian muutosta virtauskanavan matkalla. On hyvä huomioida, että liikemäärällinen painemuutos on nimenomaan muutos eikä häviö, sillä se voi saada myös positiivisen arvon. Se voidaan laskea usealla mahdollisella tavalla. Tässä esitetään niin sanottu erillisten virtausten malli, jossa kaasu ja neste virtaavat erillään toisistaan, erisuuruksilla nopeuksilla:

$$\Delta p_{liikemäärä,tp} = G_{tp}^2 \left\{ \left[\frac{(1-x)^2}{\rho_L(1-\epsilon)} + \frac{x^2}{\rho_G \epsilon} \right]_{ulos} - \left[\frac{(1-x)^2}{\rho_L(1-\epsilon)} + \frac{x^2}{\rho_G \epsilon} \right]_{sisään} \right\} \quad (64)$$

Kaavoissa 63 ja 64 tarvittava aukko-osuus voidaan laskea Coddingtonin ja Macianin [2001] versiolla Dixin korrelaatiosta, joka löytyy yhtälöstä 6. Kineettisen energian muutos johtuu muutoksista virtauksen tiheydessä tai massavuossa. Kaksifaasisysteemeissä virtauksen tiheys muuttuu höyrystymisen johdosta. Koska höyryn tiheys on nestettä pienempi, on virtauskanavasta poistuvan virtauksen kineettinen energia suurempi kuin sinne tulevan. Tällöin yhtälöstä 64 saadaan tulokseksi, että virtauskanavasta poistuvan fluidin paine on pienempi kuin sinne tulevan. Virtauksen kineettinen energia on siis kasvanut ja paine pienentynyt. Adiabaattisessa virtauksessa liikemäärällinen painemuutos on pieni, mutta systeemeissä jossa tapahtuu kiehumista tai kondensoitumista, voi liikemäärällinen painemuutos olla huomattava. [Thome 2004]

Kaava 64 pätee virtauksen massavuon pysyessä vakiona. Mikäli virtauksen massavuo muuttuu esimerkiksi supistuksen tai laajennuksen takia, saadaan liikemäärällinen painemuutos seuraavalla tavalla:

$$\Delta p_{\text{liikemäärä},tp} = \left[G_{tp}^2 \left(\frac{(1-x)^2}{\rho_L(1-\epsilon)} + \frac{x^2}{\rho_G \epsilon} \right) \right]_{\text{ulos}} - \left[G_{tp}^2 \left(\frac{(1-x)^2}{\rho_L(1-\epsilon)} + \frac{x^2}{\rho_G \epsilon} \right) \right]_{\text{sisään}} \quad (65)$$

Kitkallisen painehäviön arviointi on tärkein osa kaksifaasivirtauksen painehäviön arviointia. Valitettavasti se on myös hyvin haastavaa. Erilaisia korrelaatioita ja metodeja on olemassa useita, mutta mitään yleispätevää ratkaisua ei ole löydetty. Osa korrelaatioista laskee vain kitkallisen painehäviön, jolloin hydrostaattinen painehäviö ja liikemäärällinen painemuutos on laskettava erikseen, mutta joissain tapauksissa koko painehäviö on mahdollista määrittää yhdestä kaavasta. Painehäviölaskentametodit voidaan jakaa kolmeen osaan; empiirisiin, fenomenologisiin ja analyttisiin, sen mukaan miltä pohjalta metodit on muodostettu. Analyttiset metodit eivät käytä ollenkaan empiiristä informaatiota hyödyksi painehäviön laskennassa, vaan perustuvat puhtaasti kaksifaasivirtauksen teoriaan. Tästä syystä analyttiset mallit ovat hyvin yleispäteviä. Analyttisten mallien huonona puolena on kuitenkin niiden raskas käytettävyys. Matemaattisten mallien, joita analyttisiä metodeja käytettäessä joudutaan ratkaisemaan, ratkaiseminen on iteratiivista ja hyvin aikaa vievää. Tästä syystä analyttisiä metodeja ei käsitellä tässä työssä. [Quiben 2005, Thome 2007]

Empiiriset metodit perustuvat nimensä mukaisesti koetuloksiin. Empiiristen metodien käyttö on suhteellisen vaivatonta ja niiden tarjoamat tulokset tarkkoja, sillä varauksella että tarkasteltavan virtauksen ominaisuudet osuvat riittävän hyvin yksin

mallin muodostamiseen käytetyn datan kanssa. Tähän liittyy toisaalta myös empiiristen mallien heikkous, sillä niiden tarkkuus heikkenee radikaalisti, mikäli joudutaan mallin muodostamiseen käytetyn datan katteen ulkopuolelle. Edellisestä johtuen, ei ole olemassa yhtä empiiristä korrelaatiota, jolla olisi mahdollista saavuttaa riittävä tarkkuus kaikille mahdollisille virtaussysteemeille. [Quiben 2005, Thome 2007]

Fenomenologisten ja empiiristen metodien välille on usein vaikea tehdä selvää eroa. Yleisesti fenomenologiset metodit voidaan määritellä painehäviölaskentamalleiksi, jotka pohjautuvat kaksifaasivirtauksen teoriaan. Mallit käyttävät kuitenkin hyväkseen jonkin verran empiiristä dataa. Fenomenologisten mallien tärkeä tunnuspiirre on, että ne ottavat huomioon virtaustyyppin painehäviötä laskettaessa. Tästä seuraa myös näiden mallien ongelma, ne nimittäin tarvitsevat virtausaluekartan jolla pystytään riittävän tarkasti arvioimaan kulloinkin kyseessä oleva virtaustyyppi. [Quiben 2005, Thome 2007]

6.2 Dimensiotarkastelu

Erialaisten painehäviölaskentamallien suuren lukumäärän vuoksi päätettiin ensin toteuttaa dimensiotarkastelu, jonka perusteella otettaisiin muutama korrelaatio lähempään tarkasteluun. Selvyyden vuoksi päätettiin jokaisesta painehäviölaskentamallista tarkastella vain kitkallisen painehäviön määrittävää osaa. Dimensiotarkasteluun valittiin sellaisia malleja, jotka useimmiten esiintyvät alan kirjallisuudessa. Poikkeuksena tästä on H.T.F.S., joka on kaupallinen metodi, eikä näin esiinny kirjallisuudessa. Dimensiotarkastelu toteutettiin yksinkertaisesti listaamalla laskentametoodeissa tarvittavat suureet. Tarkastelun loppuksi on pohdittu sanallisesti, mitä dimensiotarkastelu kertoo eri mallien luonteista. Listattaviksi suureiksi valittiin perussuureiden lisäksi dimensioton skaalauskerroin \emptyset , aukkoisuus ϵ sekä nesteen holdup H_L .

Taulukko 3. Dimensiotarkastelu.

selite	vuosi	m	x	D	$\rho_{G/L}$	$\mu_{G/L}$	σ	\emptyset	ϵ	H_L
homogeeninen virtausmalli*	-	o	o	o	o	o			o_a	
Lockhart ja Martinelli	1949	o	o	o	o	o		o		
Grønnerud	1972	o	o	o	o	o		o		
H.T.F.S.	1981	o	o	o	o	o	o_b	o	o	
Chisholm	1973	o	o	o	o	o		o		
Beggs ja Brill	1973	o	o	o	o	o	o			o
Friedel	1979	o	o	o	o	o		o		
Müller-Steinhagen ja Heck	1986	o	o	o	o	o				
Shannak	2008	o	o	o	o	o				

*Thome [2004]

- a) Homogeenisen virtausmallin tapauksessa aukko-osuuden laskenta on yksinkertaistettu verrattuna muihin painehäviökorrelaatioihin. Se saadaan kaavasta 4 kun oletetaan faasien liikkuvan samalla nopeudella, eli $K = 1$.
- b) Pintajännitystä tarvitaan vain valitun aukko-osuuskorrelaation laskemiseen.

Dimensiotarkastelusta havaitaan, että Lockhartin ja Martinellin, Grønnerudin, Chisholmin ja Friedelin metodien luonne on pitkälti samanlainen. Ne kaikki laskevat ensin painehäviön virtaukselle, joka sisältää vain yhtä faasia ja tämän jälkeen skaalaavat painehäviön erillisellä skaalauskerroimella. H.T.F.S. hyödyntää myös skaalauskerrointa, mutta sen perustana on enemmän aukko-osuuden määrittäminen. Homogeeninen malli perustuu myös aukko-osuuden määrittämiseen, mutta homogeenisen virtausmallin luonteesta johtuen siihen ei tarvita korrelaatiota. Müller-Steinhagenin ja Heckin mallissa kaksifaasivirtauksen painehäviö lasketaan interpoloimalla pelkän neste- ja pelkän kaasuvirtauksen painehäviöiden väliä. Beggsin ja Brillin malli poikkeaa muista tarkastelluista radikaaleimmin, koska sen pohjana toimii nesteen holdupin laskenta. Shannakin mallin perustana on uusi tapa määrittää Reynoldsin luku. H.T.F.S.:n ja Beggsin ja Brillin mallin lisäksi päätettiin historiallisista syistä tarkastella Lockhartin ja Martinellin mallia.

6.3 Painehäviökorrelaatiot

6.3.1 Lockhartin ja Martinellin malli

Lockhartin ja Martinellin [1949] esittelemä kitkallisen painehäviön määrittäminen on yksi vanhimpia ja tunnetuimpia kaksifaasivirtauksen painehäviön laskentametojeja. Siihen viitataan käytännössä jokaisessa aiheesta sivuavassa kirjassa tai artikkelissa. Metodi hyödyntää eri lähteistä saatua kokeellista virtausdataa, jossa virtaavana kaasuna oli ilma ja nesteenä vesi, kerosiini, bentseeni tai erilaiset öljyt. Virtauskanavan, tässä tapauksessa putken halkaisija vaihteli välillä 1,5–26 mm ja paine mittausdatassa oli 110–360 kPa (a). Lockhartin ja Martinellin laskentamethodi perustuu kahteen oletukseen:

1. Hydrostaattisen painehäviön on oltava yhtä suuri neste- ja kaasufaaseissa, virtaustyyppistä riippumatta.
2. Kummankin faasin hallussaan pitämä tilavuus täytyy olla koko tarkasteltavan putkisegmentin matkalta yhtä suuri kuin putken kokonaistilavuus.

Käytännössä näistä kohdista seuraa, että virtaustyyppin oletetaan pysyvän samana koko tarkasteltavan putkisegmentin matkalta.

Kitkallisen painehäviön laskenta Lockhartin ja Martinellin metodilla tapahtuu määrittämällä ensin painehäviö tilanteelle, jossa virtauskanavassa virtaisi vain jompikumpi faaseista. Tämän jälkeen saatu tulos skaalataan erityisellä kertoimella vastaamaan kaksifaasivirtaustilannetta. Varsinainen painehäviö voidaan laskea joko kaasu- tai nestefaasin pohjalta:

$$\Delta p_{kitka,tp} = \phi_G^2 \Delta p_G \quad (66)$$

$$\Delta p_{kitka,tp} = \phi_L^2 \Delta p_L \quad (67)$$

missä $\Delta p_{G/L}$ kuvaa kitkallista painehäviötä tilanteessa, jossa neste tai kaasu virtaa putkessa ainoana faasina ja ϕ on dimensioton skaalauskerroin. Yhden faasin virtaukselle painehäviö voidaan laskea seuraavasti:

$$\Delta p_{kitka,G} = \frac{2f_{F,G}LG_{tp}^2x^2}{D\rho_G} \quad (68)$$

$$\Delta p_{kitka,L} = \frac{2f_{F,L}LG_{tp}^2(1-x)^2}{D\rho_L} \quad (69)$$

Alkuperäisessä artikkelissa Fanningin kitkatekijä, joka on määritetty hyvin yksinkertaisella, sileille putkille soveltuvalla Blasiuksen korrelaatiolla saadaan yhtälöillä 70 ja 71:

$$f_{F,G} = \frac{0,079}{Re_G^{0,25}} \quad (70)$$

$$f_{F,L} = \frac{0,079}{Re_L^{0,25}} \quad (71)$$

Tarkempi arvio kitkatekijälle saadaan käyttämällä esimerkiksi yhtälössä 30 esitettyä korrelaatiota.

Reynoldsin luvun laskenta kaasulle ja nesteelle löytyy yhtälöistä 12 ja 13.

Lockhart ja Martinelli havaitsivat kokeellisen datan avulla, että skaalauskerroin ϕ voidaan määrittää Martinelli-parametrin perusteella:

$$\phi_G^2 = 1 + EX + X^2 \quad (72)$$

$$\phi_L^2 = 1 + \frac{E}{X} + \frac{1}{X^2} \quad (73)$$

Martinelli-parametrin laskenta oli määritelty yhtälössä 17.

Lockhart ja Martinelli jakoivat erilaiset kaksifaasivirtaukset neljään ryhmään sen mukaan, ovatko yksittäisten faasien virtaukset luonteeltaan turbulenteja vai laminaareja. Faasia käsiteltiin turbulenttina kun sen Reynoldsin luku oli suurempi kuin 2000 ja laminaarina kun se oli pienempi kuin 1000. Kokeellisen datan perusteella Lockhart ja Martinelli muodostivat korrelaatiotermin E, jonka arvo riippuu faasien virtausrakenteista.

Taulukko 4. E:n arvo erilaisilla virtausrakenteilla.

nestefaasi	kaasufaasi	E
turbulentti	turbulentti	20
laminaari	turbulentti	12
turbulentti	laminaari	10
laminaari	laminaari	5

Nyt kitkallinen painehäviö voidaan laskea joko yhtälöllä 66 tai 67.

6.3.2 Beggs ja Brill

Beggsin ja Brillin [1973] julkaisema painehäviölaskentametsodi perustuu sekä analyttiseen tarkasteluun että mittausdataan. Mittaukset toteutettiin ilma-vesi- virtaukselle halkaisijaltaan 25 mm ja 38 mm putkissa. Putken kokonaispituus oli noin 27 metriä. Vaakasuuran virtauksen lisäksi Beggsin ja Brillin metodilla on mahdollista laskea painehäviöitä kallistetuille ja pystysuurille putkille. Beggs ja Brill jakoivat vaakavirtauksen virtaustyytit kolmeen luokkaan; segregoituneisiin (segregated), jaksollisiin (intermittent) ja hajautuneisiin (distributed) virtauksiin. Segregoituneisiin virtauksiin kuuluvat kerroksellinen virtaus, kerroksellinen aaltoileva virtaus sekä annulaarivirtaus. Jaksollisiin virtauksiin kuuluvat tulppavirtaus ja slug virtaus. Hajautuneita virtauksia ovat kuplavirtaus ja sumuvirtaus. Beggsin ja Brillin laskentametsodi ottaa huomioon, mihin luokkaan käsiteltävä virtaus kuuluu.

Teoreettisen tarkastelun pohjalta Beggs ja Brill ehdottivat painehäviögradientin laskentaan seuraavanlaista yhtälöä:

$$\frac{\Delta p}{\Delta L} = \frac{g \sin \theta [\rho_L H_L + \rho_G (1 - H_L)] + \frac{f_{D,tp} G_{tp} j_{tp}}{2D}}{1 - \frac{[\rho_L H_L + \rho_G (1 - H_L)] j_{tp} j_G}{p}} \quad (74)$$

missä

$$j_{tp} = j_G + j_L \quad (75)$$

Yhtälössä 74 on kaksi tuntematonta, H_L eli nesteen holdup ja kaksifaasivirtauksen Darcyn kitkatekijä $f_{D,tp}$. Näiden tuntemattomien laskemiseen tarvittavat korrelaatiot Beggs ja Brill määrittivät hankkimansa mittausdatan avulla.

Virtaustyyppi voidaan määrittää joko virtausaluekartasta tai numeerisesti. Numeerista määrittystapaa käytettäessä on ensin laskettava parametrit L_{BB1} ja L_{BB2} :

$$L_{BB1} = \exp(-4,62 - 3,757 \ln \lambda - 0,481 (\ln \lambda)^2 - 0,02070 (\ln \lambda)^3) \quad (76)$$

$$L_{BB2} = \exp(1,061 - 4,602 \ln \lambda - 1,609 (\ln \lambda)^2 - 0,179 (\ln \lambda)^3 + 0,635 * 10^{-3} (\ln \lambda)^5) \quad (77)$$

missä

$$\lambda_{BB} = \frac{Q_L}{Q_L + Q_G} \quad (78)$$

Virtaustyyppi voidaan määrittää kun lasketaan vielä Frouden luvun neliö Fr_2 yhtälöllä 15. Mikäli:

- a) $Fr_2 < L_{BB1}$ on virtaus segregoitunutta
- b) $Fr_2 < L_{BB1}$ ja $Fr < L_{BB2}$ on virtaus jaksoittaista
- c) $Fr_2 > L_{BB1}$ ja $Fr > L_{BB2}$ on virtaus hajautunutta

Taulukko 5. Yhtälöt vaakasuoran virtauksen nesteen holdupin laskemiseksi.

virtaustyyppi	vaakasuora nesteen holdup
segregoitunut	$H_L(0) = \frac{0,98\lambda^{0,4846}}{Fr^{0,0868}} \quad (79)$
jaksollinen	$H_L(0) = \frac{0,845\lambda^{0,5351}}{Fr^{0,0173}} \quad (80)$
hajautunut	$H_L(0) = \frac{1,065\lambda^{0,5824}}{Fr^{0,0609}} \quad (81)$

Taulukko 6. Yhtälöt parametrin C_{BB} laskemiseksi.

virtaustyyppi	C_{BB} kun $\theta > 0$	C_{BB} kun $\theta < 0$
segregoitunut	$C_{BB} = (1 - \lambda_{BB}) \ln \left[\frac{0,011N_{LW}^{3,539}}{\lambda^{3,768}Fr^{1,614}} \right]$ (82)	$C_{BB} = (1 - \lambda_{BB}) \ln \left[\frac{4,7N_{LW}^{0,1244}}{\lambda_{BB}^{0,3692}Fr^{0,5056}} \right]$ (84)
jaksollinen	$C_{BB} = (1 - \lambda_{BB}) \ln \left[\frac{2,96\lambda_{BB}^{0,305}Fr^{0,0978}}{N_{LW}^{0,4473}} \right]$ (83)	sama kuin yhtälö 84
hajautunut	$C_{BB} = 0$	sama kuin yhtälö 84

missä

$$N_{LW} = j_L \left(\frac{\rho L}{g\sigma} \right)^{0,25} \quad (85)$$

Seuraavaksi määritetään parametrit Ω ja ψ :

$$\Omega = 1,8\theta \quad (86)$$

$$\psi = 1 + C_{BB} \left(\sin \Omega - \frac{1}{3}(\sin \Omega)^3 \right) \quad (87)$$

Nyt voidaan laskea nesteen holdup kallistuskuulmalle θ :

$$H_L(\theta) = H_L(0)\psi \quad (88)$$

Kitkatekijän $f_{D,tp}$ laskemiseksi on ensin määritettävä $f_{D,tp}$:n ja $f_{D,ns}$:n suhde. $f_{D,ns}$ tarkoittaa kitkatekijää kun kaksifaasivirtaus on niin sanotussa no-slip-tilassa. Tällaisessa tilassa kummatkin faasit liikkuvat yhtä suurella nopeudella.

$$\frac{f_{D,tp}}{f_{D,ns}} = e^{S_{BB}} \quad (89)$$

S_{BB} :n määrittämiseksi on ensin määritettävä y :

$$y = \frac{\lambda_{BB}}{[H_L(\theta)]^2} \quad (90)$$

Mikäli $1 < y < 1,2$:

$$S_{BB} = \ln(2,2y - 1,2) \quad (91)$$

Muissa tapauksissa:

$$S_{BB} = \ln y / [-0,0523 + 3,182 \ln y - 0,8725(\ln y)^2 + 0,01853(\ln y)^4] \quad (92)$$

Alkuperäisen artikkelin mukaan kitkatekijä no-slip-tilassa voidaan lukea joko Moodyn diagrammista tai laskea seuraavalla yhtälöllä:

$$f_{D,ns} = \left[2 \log \left(\frac{Re_{tp}}{4,5223 \log Re_{tp} - 3,8215} \right) \right]^{-2} \quad (93)$$

missä Re_{tp} saadaan seuraavasti:

$$Re_{tp} = \frac{[\rho_L \lambda_{BB} + \rho_G (1 - \lambda_{BB})] j_{tp} D}{\mu_L \lambda_{BB} + \mu_G (1 - \lambda_{BB})} = \frac{GD}{\mu_L \lambda_{BB} + \mu_G (1 - \lambda_{BB})} \quad (94)$$

Yhtälössä 93 esiintyvä kitkatekijä ei ota huomioon putken karheutta. Tarkempi arvo kitkatekijälle saadaan käyttämällä esimerkiksi yhtälössä 30 esitettyä korrelaatiota.

Nyt kitkatekijä $f_{D,tp}$ voidaan laskea seuraavasta yhtälöstä:

$$f_{D,tp} = \left(\frac{f_{D,tp}}{f_{D,ns}} \right) f_{D,ns} = e^{S_{BB}} f_{D,ns} \quad (95)$$

Nyt tunnetaan H_L ja $f_{D,tp}$, joten painehäviögradientti on mahdollista määrittää yhtälöllä 74.

6.3.3 H.T.F.S.

H.T.F.S.:n (Heat Transfer and Fluid Flow Service) kaupallisen painehäviölaskentametodin perusta on yli 25000 mittauspisteen datapankki. Kitkallisen painehäviön laskenta perustuu Claxton *et al.* [1972] esittelemään metodiin, jota Whalley ja Ward [1981] revisioivat. Näillä muutoksilla metodin tarkkuutta sekä helppokäyttöisyyttä onnistuttiin parantamaan. Kaikki tässä diplomityössä H.T.F.S.:n nimissä esitetty tieto, sekä H.T.F.S.:llä suoritettu laskenta pohjautuu juuri Whalleyn ja Wardin artikkeliin.

6.4 Paikallisvastukset

Paikallisvastusten aiheuttamia painehäviöitä kaksifaasivirtaukselle on tutkittu melko vähän, verrattuna edellisessä kappaleessa tarkasteltuun vapaaseen putkivirtaukseen. Esimerkiksi Beggsin ja Brillin painehäviölaskentamethodi ei ota ollenkaan kantaa paikallisvastusten painehäviöihin. Tässä diplomityössä käytettiin H.T.F.S.:n metodia paikallisvastusten painehäviöiden määrittämiseksi, koska se oli löydettyistä menetelmistä kattavin, vielä huomattavan reilulla marginaalilla. Yleisesti voidaan todeta kaikkien menetelmien toimivan käytännössä samalla periaatteella. Paikallisvastuksen kaksifaasivirtaukselle aiheuttaman painehäviön määrittäminen alkaa laskemalla paikallisvastuksen aiheuttama painehäviö tilanteessa, jossa neste tai kaasu liikkuu virtauskanavassa ainoana faasina. Yksifaasivirtauksen painehäviötä skaalataan tämän jälkeen erillisellä kertoimella. Menetelmien erot muodostuvat siitä, millä tavalla skaalauskerroin johdetaan ja millä korrelaatiolla lopullinen kaksifaasivirtauksen painehäviö muodostetaan.

6.5 Painehäviölaskentametodien vertailu kirjallisuudessa

Yleisesti ottaen on suhtauduttava hieman varauksella painehäviölaskentametodien tarkkuutta vertaileviin tutkimuksiin, jotka liittyvät jonkin uuden laskentametodin kehittämiseen. Koska useimmissa tapauksissa uusi laskentamethodi on kehitetty saman virtausdatan pohjalta jolla vertailu suoritetaan, saa uusi methodi huomattavan edun verrattuna muihin vertailuun osallistuviin laskentamethodeihin. Tästä syystä

seuraavissa kappaleissa tuodaan ilmi, onko toteutettu pelkkä vertailu vai kehitetty uusi laskentametsodi ja sitten verifioitu sen tuloksia vertailulla. H.T.F.S.:n painehäviölaskentametsodelmä ei esiinny kirjallisuudesta löytyvissä vertailuartikkeleissa todennäköisesti kaupallisuudesta johtuen. Kirjallisuudesta ei löytynyt yhtään artikkelia, jossa olisi vertailtu paikallisvastusten aiheuttamia painehäviöitä. Tämä johtuu todennäköisesti siitä, että paikallisvastusten aiheuttamia painehäviöitä laskevia metsodelmiä on olemassa hyvin vähän.

Tribbe ja Müller-Steinhagen [1998] vertailivat empiirisiä ja fenomenologisia metsodelmiä vaakasuoran putkivirtauksen painehäviögradientin laskennassa. Heidän tutkimuksessaan jokainen fenomenologinen malli käsitteli vain tietyn virtaustyyppin painehäviöitä. Yhteensä empiirisiä metsodelmiä oli vertailussa mukana 20 ja fenomenologisia kaikki virtaustyyppit mukaan lukien 21. Vertailun pohjana käytetty datapankki sisälsi lähes 7000 kokeellisesti määritettyä painehäviödatapistettä. Datapankin pisteet edustivat muun muassa ilma-vesi-, höyry-vesi-, ilma-öljy- sekä ilma-kylmäaine-fluidipareja. Tribben ja Müller-Steinhagenin vertailulla oli kolme tavoitetta; löytää tarkimmat empiiriset sekä fenomenologiset metsodelmät painehäviön laskentaan, yhdistää parhaimmat fenomenologiset metsodelmät mahdollisimman laajan kattavuuden omaavaksi yhdistelmämetsoelmäksi ja tämän jälkeen suorittaa vertailu yhdistelmämetsoelmän ja parhaan empiirisen metsodelmän välillä.

Tarkimmaksi empiiriseksi metsodelmäksi osoittautui Bandelin painehäviökorrelaatio, jonka jälkeen tuli Friedelin [1979] metsodelmä. Näiden, kuten muidenkin empiiristen metsodelmien tarkkuus heikkeni huomattavasti, mikäli tarkastelun kohteena oleva fluidipari oli joku muu kuin ilma-vesi. Tribben ja Müller-Steinhagenin mukaan fenomenologisten mallien tarkkuus oli lähestulkoon yhtä hyvä kuin empiiristen mallien, minkä lisäksi he havaitsivat fenomenologisten mallien tarkkuuden kärsivän huomattavasti empiirisiä vähemmän, mikäli fluidiparina on joku muu kuin ilma-vesi. Lisäksi Tribbe ja Müller-Steinhagen havaitsivat ilmiön, joka tulee ilmi myös useissa muissa kaksifaasivirtausta käsittelevissä tutkimuksissa, eli metsodien tarkkuus heikkenee huomattavasti, mikäli ollaan kahden virtaustyyppin välisellä raja-alueella. Tribben ja Müller-Steinhagenin fenomenologisista metsodeista luoma yhdistelmämetsoelmä pärjäsi paremmin kuin paras empiirinen metsodelmä, koska sillä mitattujen painehäviöiden kokonaisjakauman keskihajonta oli 10 % pienempi kuin Bandelin metsodelmän vastaava arvo.

Behnia [1991] vertaili seitsemää erilaista painehäviökorrrelaatiota, joista yksi perustui homogeeniseen malliin, yksi erillisten faasien malliin ilman virtaustyyppin huomioon ottamista ja loput viisi erillisten faasien malliin ottaen myös virtaustyyppin huomioon. Useimmat painehäviölaskentametodien vertailututkimukset käyttävät dataa, joka on hankittu laboratorio-olosuhteissa, mutta Behnia toteutti vertailunsa datalla, joka oli hankittu suoraan öljyn ja maakaasun siirtolinjoista. Tällä saadaan vertailuun autenttisuutta, mutta toisaalta datapisteiden määrä jäi valitettavan pieneksi, sillä niitä oli käytössä vain 197. Datapisteiden parametrit olivat hyvin laajalta alueelta, esimerkiksi putkilinjojen pituus vaihteli 260 m:stä aina 60 km:iin.

Melko odotetustikin heikoiten pärjäsivät homogeeniseen malliin sekä erillisten faasien malliin ilman virtaustyyppin huomioon ottamista pohjautuvat korrelaatiot. Ne aliarvioivat painehäviön suuruutta 20–80 %. Parhaiten pärjäsivät Beggsin ja Brillin painehäviölaskentakorrelaatio. Sen keskimääräinen virhe oli vain 14 % painehäviön yliarviointia ja keskihajontakin oli noin 30 %.

Shannak [2008] kehitti uuden painehäviökorrrelaation ja tämän jälkeen vertaili kehittämänsä korrelaation tarkkuutta yleisesti käytössä olleisiin korrelaatioihin. Shannakin metodin kehityksen ja vertailun pohjana käytetty datapankki koostui yli 16000:sta vaakasuoran ja pystysuoran virtauksen datapisteestä. Datapankin pisteet edustivat ilma-vesi, ilma-öljy ja useita muita fluidipareja. Huomion arvoista on, että Friedel kehitti oman metodinsa saman datapankin pohjalta. Vertailun tulokset on esitetty taulukossa 7.

Taulukko 7. Shannakin [2008] vertailussa toteamat keskipoikkeamat.

Menetelmä	keskihajonta (%)	keskipoikkeama (%)
Shannak [2008]	35	25
Friedel [1979]	40	30
Müller-Steinhagen ja Heck [1986]	50	34
Lockhart ja Martinelli [1949]	86	73
Grønnerud [1972]	248	129
Homogeeninen virtausmalli	100	82

Ei ole mitenkään yllättävää, että Shannakin ja Friedelin menetelmillä saavutettiin tarkimmat laskentatulokset. Huomion arvoista on kuitenkin, että Müller-Steinhagenin

ja Heckin malli ei jää tarkkuudessa näistä paljon jälkeen. Muiden vertailuun osallistuneiden mallien tarkkuus ei ollut hyväksyttävällä tasolla. Varsinkin Grönnnerudin mallin suoriutuminen oli jopa yllättävän heikkoa.

Jo Behnia [1991] totesi, että painehäviökorrelaatioiden vertailujen tulokset ovat usein keskenään ristiriidassa ja niiden perusteella on hyvin vaikea tehdä lopullisia johtopäätöksiä mallien paremmuudesta. Käytännössä voidaan nimetä muutama malli, jotka ovat todennäköisesti tarkkuudessa muita malleja edellä. Tällaisia lienevät ainakin Fridelin sekä Müller-Steinhagenin ja Heckin mallit. Myös Beggsin ja Brillin mallin hyvä suoriutuminen Behnian vertailussa tekee siitä varteenotettavan vaihtoehdon. Shannakin malli, vaikka pärjäsiikin hyvin mallin kehittäjän omassa vertailussa, tarvitsee vielä tuekseen puolueettoman vertailun.

Soveltava osa

7 Soveltavan osan tavoitteet

Soveltava osa jaettiin toteutuksen suhteen kahteen osioon. Yksinkertaistettuna ensimmäisessä vaiheessa oli tarkoitus luoda työkalu kaksifaasivirtauksen painehäviöiden määrittämiseen. Edellisen kappaleen painehäviölaskentametodien vertailun tulosten sekä diplomityön teettäjän toiveiden perusteella laskentatyökaluun sisällytettäväksi vapaan putken painehäviön laskentameteodeiksi valittiin Beggs ja Brill sekä H.T.F.S. Vapaan putken painehäviölaskennan lisäksi laskentatyökaluun sisällytettiin esimerkiksi myös paikallisvastusten painehäviölaskenta sekä API:n eroosiokertoimen laskenta.

Soveltavan osan toisen vaiheen tavoitteena oli tarkastella luodun työkalun toimintaa vertailemalla sillä laskettuja arvoja eräistä olemassa olevista prosessiteollisuuden yksiköistä saatuihin virtaustietoihin. Sen lisäksi, että vertailulla saataisiin tietoja työkalun kokonaistarkkuudesta, olisi sillä myös mahdollista muodostaa käsitys siitä, kumpaa laskentametodia kannattaa käyttää esimerkiksi kallistetuille putkille tai tietyn tyyppiselle virtaukselle. Soveltavan osan toisen vaiheen yksi tavoite oli myös käyttää virtaustietoja virtausaluekarttojen vertailuun.

8 Painehäviölaskentatyökalun kehittäminen

8.1 Käytettävät ohjelmistot ja ohjelmointikieli

Varsinaisen laskentatyökalun käyttöliittymän tuli olla Excel-pohjainen. Painehäviölaskennan korrelaatioita ei kuitenkaan suoraan kirjoitettu Exceliin, vaan ne sijoitettiin erilliseen koodia sisältävään tiedostoon, joka ottaa lähtötietonsa Excelistä, suorittaa tämän jälkeen tarvittavat laskelmat ja viimeisenä tulostaa laskutoimitustensa loppuarvot takaisin Exceliin. Tähän toteutukseen päädyttiin koska niin Beggsin ja Brillin kuin H.T.F.S.:n painehäviömetodien sisältämien yhtälöiden runsaan määrän takia Excel-pohjasta olisi tullut tavattoman raskas ja hankalakäyttöinen. Eräästä toisesta laskentafunktiosta pystyttiin hyödyntämään sellaisenaan iterointialgoritmi sekä alkuarvot Excelistä tuovat ja lasketut arvot sinne palauttavat osat koodia.

Painehäviölaskennan suorittava osa kirjoitettiin C++ -ohjelmointikielellä. C++ kehityksen alullepanijana pidetään tanskalaista Bjarne Stroustrupia, joka 1980-luvun alkupuolella loi C-ohjelmoinnista erillisen ohjelmointikielen lisäämällä C:hen muun muassa olio-ohjelmoinnin. Nykyään C++ on yksi tärkeimmistä kaupallisessa ohjelmoinnissa käytettävistä ohjelmointikielistä ja sillä onkin koodattu esimerkiksi suurin osa maailmalla käytössä olevista käyttöjärjestelmistä, ohjelmistoista ja peliohjelmista. [Stroustrup, 2015]

Ohjelmankehitysympäristönä laskentatyökalun kehityksessä käytettiin Visual Studio Professional 2010:tä. Periaatteessa ohjelmointi olisi onnistunut myös monella freeware-ohjelmalla, mutta yhteensopivuussyistä päädyttiin edellä mainittuun ohjelmankehitysympäristöön. Simulointiohjelma Aspen Plus pitää sisällään sekä Beggsin ja Brillin että H.T.F.S.:n painehäviölaskentametodin, joten sen kautta saaduilla tuloksilla pyrittiin arvioimaan, oliko koodi onnistuneesti kirjoitettu vai ei. Verifiointia tehtäessä on toisaalta hyvä huomioida mahdollisuus, että Aspen Plus antaa virheellisen tuloksen painehäviölle. Paikallisvastusten osalta Aspen Plus ei erittele tarkemmin millä tavalla se laskee näille painehäviön, joten niiden osalta verifiointiin on suhtauduttava suuremmalla varauksella kuin vapaan putkivirtauksen yhteydessä.

8.2 Laskentatyökalulle asetetut vaatimukset

Laskentatyökalulle oli ennalta asetettu vaatimuksia, jotka pitkälti ohjasivat työkalun kehitystä. Tärkein oli jo aikaisemmin ilmi tullut vaatimus siitä, että vapaan putken painehäviö on oltava laskettavissa sekä Beggsin ja Brillin että H.T.F.S:n painehäviölaskentameteodeilla. Valittaessa työkaluun sisällytettäväksi kaksi laskentametodia vain yhden sijaan saadaan tarpeellista ja mielenkiintoista vertailua metodien välille. Lisäksi tällä menettelytavalla saatujen tulosten uskottavuus on huomattavasti parempi, sillä metodien voidaan katsoa paikkaavan toistensa aukkoja, eli kohtia joissa tarkkuus on syystä tai toisesta heikompi. Tällaisia voivat olla esimerkiksi tietyt kallistukset tai virtausalueet, jotka johtavat selvästi virheellisiin laskentatuloksiin. Näiden tunnistaminen on ohjelman käyttäjän vastuulla, mutta häntä auttaa tieto, että yleisesti Beggsin ja Brillin metodin katsotaan olevan H.T.F.S:n vastaavaa konservatiivisempi. Tämä tarkoittaa sitä, että laskentatulosten poiketessa huomattavasti toisistaan (yli 30 %) on järkevämpää luottaa Beggsin ja Brillin metodin tuloksiin. Muita laskentaan ja laskentapohjaan liittyviä vaatimuksia olivat:

1. Aineominaisuustaulukko on sijoitettava erilliselle välilehdelle Excel-pohjaan.
2. Virtaussuunta ja sen myötä putken kallistuskulma on oltava valittavissa. Tämän kriteerin ansiosta korkeuserot voidaan huomioida.
3. Laskennan lähtöarvona on tiedettävä paine joko virtauskanavan alussa tai lopussa. Laskenta on oltava mahdollista siis sekä virtaussuuntaan että sitä vastaan.
4. Laskentapohjaan on sisällytettävä ainakin tärkeimmät paikallisvastukset eli venttiilit, mutkat, t-suorat sekä t-käyrät. Laskennan on myös pystyttävä määrittämään putkikoon tai massavirran muutoksesta aiheutuva painehäviö. Lisäksi pohjan on pystyttävä käsittelemään käyttäjän itse määrittelemiä paikallisvastuksia. Nämä vastukset käyttäjä määrittelee laskentatyökalulle joko syöttämällä paikallisvastuksen aiheuttaman painehäviön tai painehäviökertoimen.
5. Vapaan virtauskanavan painehäviölaskennassa käytettävät aineominaisuudet on määritettävä laskenta-askelen mittaiseen putken

osaan sisään tulevan ja sieltä lähtevän virtauksen aineominaisuuksien keskiarvona. Ohjelman suorittama laskenta tulee siis olemaan iteratiivista.

8.3 Työkalun ohjelmointi sekä käyttöliittymän rakentaminen

8.3.1 Käyttöliittymä ja lähtötiedot

Ennen kuin laskentapohjan käyttäjä voi alkaa syöttämään lähtötietoja, hänen on jaettava laskennan kohteena oleva putkisto sopiviin segmentteihin. Koska yhdelle putkisegmentille on mahdollista antaa vain yksi halkaisija, kulma, karheus ja massavirta, on yhdenkin arvon muuttuessa sijoitettava muutoksen jälkeen tuleva putkisto uuteen segmenttiin. Muuta rajoitetta segmentin pituudelle ei ole olemassa. Putkisegmenttien maksimimääräksi on asetettu 20. Mikäli putkilinja ei mahdu 20 segmenttiin, on laskentaa jatkettava uudelta tyhjältä laskentalehdeltä.

PAINEHÄVIÖLASKUT																	
Projekti		Selitys:															
Laatija		Virrat: #N/A										Laskentasuunta				2	
1 Yleistä		2 Lähtötiedot															
2-faasivirtaukset		Paikallisvastukset															
No	Koko, "	Selitys	Halk. m	Mutkat 45	90	Luisti	Venttiilit Istukka	T-suora	T-käyrä	muut vastukset K	dp (kPa)	Pituus m	Kulma °	Karh mm	H.T.F.S. Paine kPa	B & B Paine kPa	Massavirta kg/h
1			0,1541									2,00	0	0,2	600,00	600,00	46 275
2			0,1000									2,00	0	0,2	607,61	561,12	46 275
3			0,1541									2,00	0	0,2	607,12	560,14	46 275
4			0,1541									2,00	0	0,2	606,81	559,63	46 275
5			0,1541									2,00	0	0,2	606,51	559,12	46 275
6			0,1541									2,00	0	0,2	606,20	558,60	46 275
7			0,1541									2,00	0	0,2	605,89	558,09	46 275
8			0,1541									2,00	0	0,2	605,58	557,57	46 275
9			0,1541									2,00	0	0,2	605,27	557,05	46 275
10			0,1541									2,00	0	0,2	604,96	556,53	46 275
11			0,1541									2,00	0	0,2	604,66	556,01	46 275
12			0,1541									2,00	0	0,2	604,35	555,49	46 275
13			0,1541									2,00	0	0,2	604,04	554,97	46 275
14			0,1541									2,00	0	0,2	603,73	554,45	46 275
15			0,1541									2,00	0	0,2	603,41	553,92	46 275
16			0,1541									2,00	0	0,2	603,10	553,40	46 275
17			0,1541									2,00	0	0,2	602,79	552,87	46 275
18			0,1541									2,00	0	0,2	602,48	552,34	46 275
19			0,1000									2,00	0	0,2	592,76	537,84	46 275
20			0,1541									2,00	0	0,2	592,17	536,70	46 275

Kuva 20. Käyttöliittymän lähtötieto-osio.

Edellisessä kappaleessa mainittujen putkisegmenttiä määrittävien tietojen lisäksi pohjan käyttäjän on tunnettava paine joko putkiston alussa tai lopussa. Tämän perusteella laskenta suoritetaan joko virtauksen suuntaisesti, tai sitä vastaan. Käyttäjä määrittää laskentasuunnan merkitsemällä laskentasuunta-soluun joko arvon 1, jolloin laskenta tapahtuu virtauksen suuntaisesti, tai arvon 2, jolloin laskenta suoritetaan virtaussuuntaa vastaan. Laskentasuunnan ollessa virtauksen

suuntainen, laskentafunktio tarvitsee alkuarvoksi myös seuraavan putkisegmentin halkaisijan ja massavirran. Päinvastaiselle laskentasuunnalle laskentafunktio tarvitsee edellisen putkisegmentin halkaisijan ja massavirran. Näin voidaan määrittää mahdollisen putken halkaisijan tai massavirran muutoksen aiheuttama painehäviö. Mikäli näitä tietoja ei ole täytetty, tulkitsee ohjelma, ettei muutoksia halkaisijassa tai massavirrassa tapahdu.

Käyttöliittymän lähtötieto-osiossa on pyritty keltaisella ilmaisemaan ne solut, jotka käyttäjän odotetaan täyttävän. Mikäli tiettyä paikallisvastusta ei putkisegmentissä ole, ei vastuksen soluun tarvitse merkitä arvoa 0, vaan tällaiset solut on mahdollista jättää tyhjäksi. Ohjelma tarkistaa käyttäjän sille antaman syötteen ja palauttaa virheilmoituksen, mikäli syötteessä on sellaisia arvoja, joilla laskentaa ei voida suorittaa.

Taulukko 8. Kriteerit lähtöarvoille.

arvo	alaraja	yläraja
halkaisija	>0	*
pituus	>0	*
kulma	- 90°	90°
karheus	>0	*
paine	käyttäjän antamat ainearvot määrittävät	
massavirta	>0	*

* ei varsinaista ylärajaa niin kauan kuin ohjelman laskemat paineen arvot pysyvät käyttäjän antamien ainearvojen paineskaalan sisällä.

AINEARVOT, Data								
Projekti			Yksikkö:					
			Selitys:					
#REF!			#REF!	#NAME?	#NAME?	#NAME?		
A+:	#N/A							
2 Datapisteet								
No	1		3	4	5	6	7	10
	Pres	Lämpötila	Vfrac	TihL	TihV	VisL	VisV	Pintaj
No	kPa	°C	-	kg/m3	kg/m3	mPas	mPas	mN/m
1	700,00		0,0280	654,45	17,412	0,4801	0,0114	15,942
2	689,47		0,0299	655,83	17,204	0,4824	0,0113	15,972
3	678,95		0,0318	657,25	16,993	0,4848	0,0113	16,003
4	668,42		0,0337	658,70	16,780	0,4872	0,0113	16,036
5	657,89		0,0357	660,18	16,564	0,4898	0,0113	16,069
6	647,37		0,0378	661,69	16,346	0,4924	0,0112	16,102
7	636,84		0,0399	663,23	16,126	0,4951	0,0112	16,137

Kuva 21. Ainearvo-välilehti.

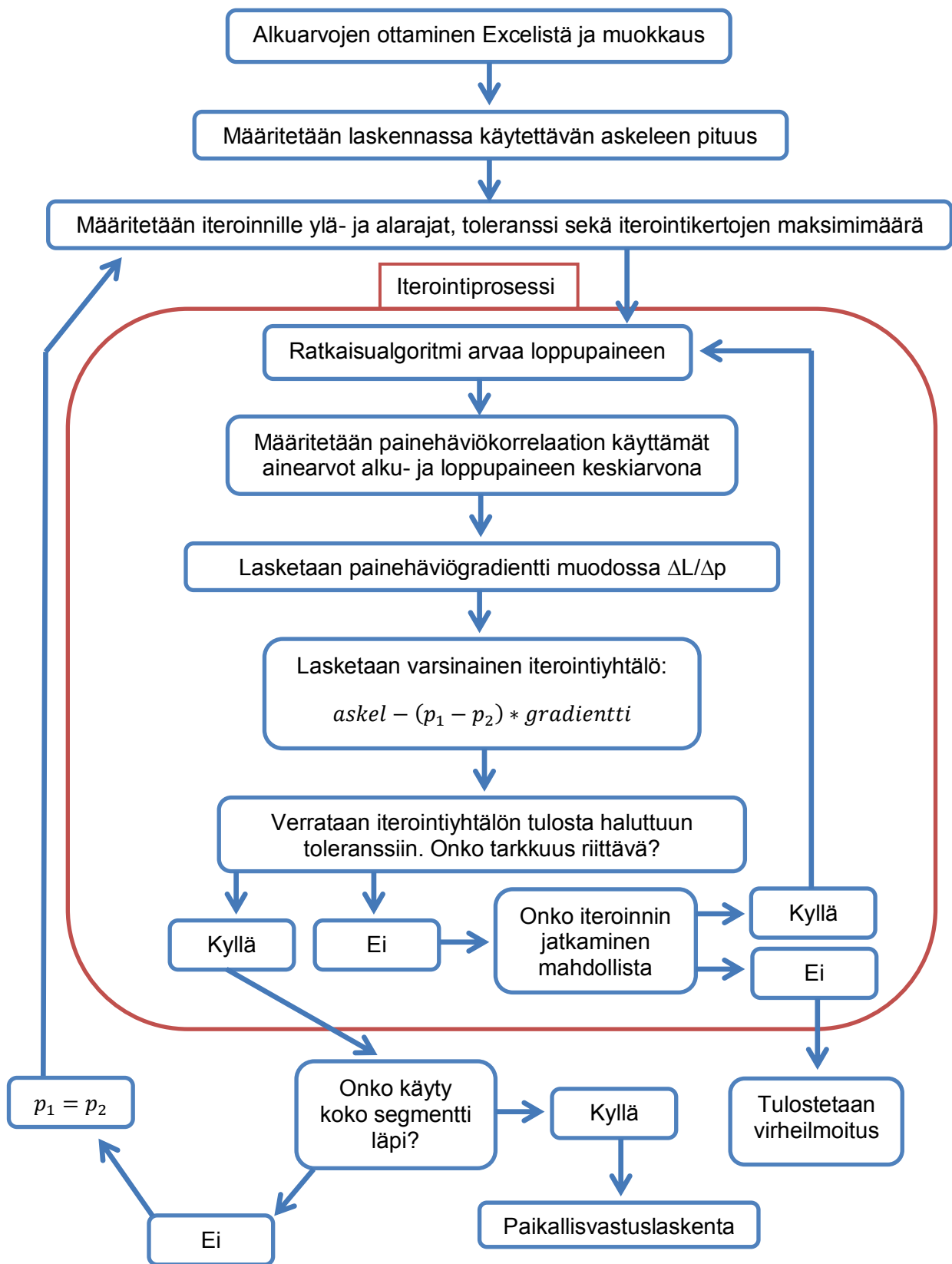
Käyttäjän odotetaan syöttävän ohjelmalle adiabaattisen höyrystymiskäyrän kuvan 21 mukaisesti, josta löytyvät paineen funktiona lämpötila, kaasun massaosuus, nestefaasin sekä kaasufaasin tiheys, nestefaasin sekä kaasufaasin viskositeetti ja pintajännitys. Laskenta on mahdollista suorittaa myös ilman lämpötilan syöttämistä. Ainearvopisteiden suurin mahdollinen määrä on 100. Minimissään laskenta on mahdollista suorittaa kahdella pisteellä, mikäli ohjelman laskemat paineen arvot pysyvät käyttäjän antamien ainearvojen paineskaalan sisällä. Ainearvot voivat olla järjestetty paineen mukaan suurimmasta pienimpään, tai pienimmästä suurimpaan, mutta niiden on oltava järjestyksessä.

8.3.2 Vapaan putkivirtauksen painehäviö

Ohjelma suorittaa Beggsin ja Brillin sekä H.T.F.S:n painehäviölaskennan omilla erillisillä alafunktioilla. Koska kummankin funktion lähestymistapa painehäviön määrittämiseen on kuitenkin hyvin samanlainen, tässä kappaleessa avattava yleinen laskenta-algoritmi vapaan putkivirtauksen painehäviölle kattaa molemmat menetelmät. Ne harvat kohdat joissa Beggsin ja Brillin sekä H.T.F.S:n laskentalogiikan välillä on huomattavia eroja, pyritään tuomaan esille.

Laskenta-algoritmin perusajatuksena on jakaa segmentti sopivan mittaisiin laskenta-askeleisiin. Ohjelma laskee painehäviön kerrallaan yhdelle askeleelle ja tämän jälkeen siirtyy seuraavaan. Painehäviökorrelaatioissa tarvittavat aineominaisuudet määritetään askeleen alkupään ja loppupään paineiden keskiarvopaineen avulla interpoloimalla lineaarisesti ainearvotaulukon lähimpien pisteiden väliä. Tästä seuraa automaattisesti se, että laskenta on luonteeltaan iteratiivista.

Kuvassa 22 on esitetty laskenta-algoritmi, jota käyttävät sekä Beggsin ja Brillin että H.T.F.S:n painehäviölaskentafunktiot. Tähän kaavioon ei ole sisällytetty paikallisvastusten laskentaa, vaan se käsitellään myöhemmin vastaaventyyppisellä kaaviolla. Kaavion jälkeisissä kappaleissa tarkastellaan vielä lähemmin joitain laskenta-algoritmin selvennystä vaativia kohtia.



Kuva 22. Vapaan putkivirtauksen painehäviön laskenta-algoritmi.

Ohjelman ottaessa alkuarvot Excelistä, muuntaa se ne SI-järjestelmän perusyksiköiksi. Esimerkiksi viskositeetti syötetään käyttöliittymään mPas:na, mutta ohjelma muuntaa sen Pas:ksi. Laskennassa käytettävän askeleen pituus määritetään alkuaskeleen avulla. Alkuaskeleen pituudeksi on asetettu 0,1m. Jakamalla segmentin pituutta alkuaskeleen pituudella saadaan selville alkuaskeleiden määrä segmentissä. Pyöristämällä alkuaskeleiden määrä saadaan selville varsinaisten askelten määrä segmentissä. Tämän jälkeen varsinainen laskenta-askeleen pituus saadaan jakamalla segmentin pituutta askeleiden määrällä.

Iteroinnin toleranssi on $1 \cdot 10^{-6}$ ja iterointikertojen maksimimäärä on 1000. Kummatkin ovat ohjelmaan sisäisesti asetettuja arvoja, joihin käyttäjä ei voi vaikuttaa. Iterointimuuttujan ylä- ja alarajat taas määräytyvät käyttöliittymään syötettyjen ainearvojen perusteella. Koska iterointimuuttujana toimii askeleen loppupään paine, on muuttujan yläraja suurin ainearvotaulukosta löytyvä paineen arvo ja alaraja taas pienin ainearvotaulukosta löytyvä paineen arvo.

Itse iterointiprosessi käyttää Brentin menetelmää, joka on käytännössä muutaman ratkaisualgoritmin yhdistelmä. Brentin menetelmä on melko monimutkainen, mutta sen etu verrattuna muihin ratkaisualgoritmeihin on sen kyky etsiä yhtälön ratkaisevat juuret luotettavasti ja samalla nopeasti. Lisäksi koska Brentin menetelmä oli jo saatavilla valmiiksi koodattuna eräästä toisesta laskentafunktiosta, oli sen valinta laskentatyökalun ratkaisualgoritmiksi helppo. Brentin menetelmän toimintaa tullaan kuvaamaan vain hyvin yleisellä tasolla. [Atkinson 1989]

Kuten yllä todettiin, iterointimuuttujana toimii askeleen loppupään paine. Ensimmäisellä ja toisella iterointikierröksellä askeleen loppupään paineiksi asetetaan aiemmin määritetyt iterointimuuttujan ylä- ja alarajat. Tämän jälkeen ratkaisualgoritmi alkaa etsiä yhtälön ratkaisevaa juurta. Diplomityön kokeellisen osan perusteella Brentin iterointimenetelmälle riitti aiemmin ilmoitetun toleranssin saavuttamiseen alle kymmenen iterointikertaa. Painehäviögradienttien laskenta toteutetaan Beggsin ja Brillin sekä H.T.F.S.:n metodeilla. On tosin huomioitava, että iterointifunktio tarvitsee painehäviögradientin käänteislukuna. Tähän syynä on se, että iterointiyhtälössä joka löytyy kuvasta 22, verrataan ennalta päätettyä askeleen pituutta ja ratkaisualgoritmin iteroiman loppupaineen perusteella laskettua askelpituutta. Toleranssin yksikkö on siis metri.

Mikäli painehäviölaskenta suoritetaan takaperin eli virtaussuuntaa vastaan, muuttaa laskenta-algoritmi määritetyn painehäviögradientin vastaluvuksi. H.T.F.S:n menetelmällä painehäviötä laskettaessa voidaan liikemäärällinen painemuutos ottaa laskentaan mukaan vasta, kun ratkaisualgoritmi on pystynyt iteroimaan ulostulopaineen riittävän lähelle oikeaa arvoa. Käytännössä tämä on toteutettu niin, että liikemäärällinen painemuutosgradientti on mukana laskennassa vasta sen jälkeen kun iterointiyhtälön tulos on pienempi kuin askeleen pituus. Mikäli näin ei toimittaisi, kahdella ensimmäisellä iterointikierröksellä joilla iterointimuuttujiksi asetetaan iteroinnin ylä- ja alarajat, iteroinnin tulokset olisivat sellaiset, ettei sen jatkaminen olisi enää mahdollista Brentin iterointimenetelmällä.

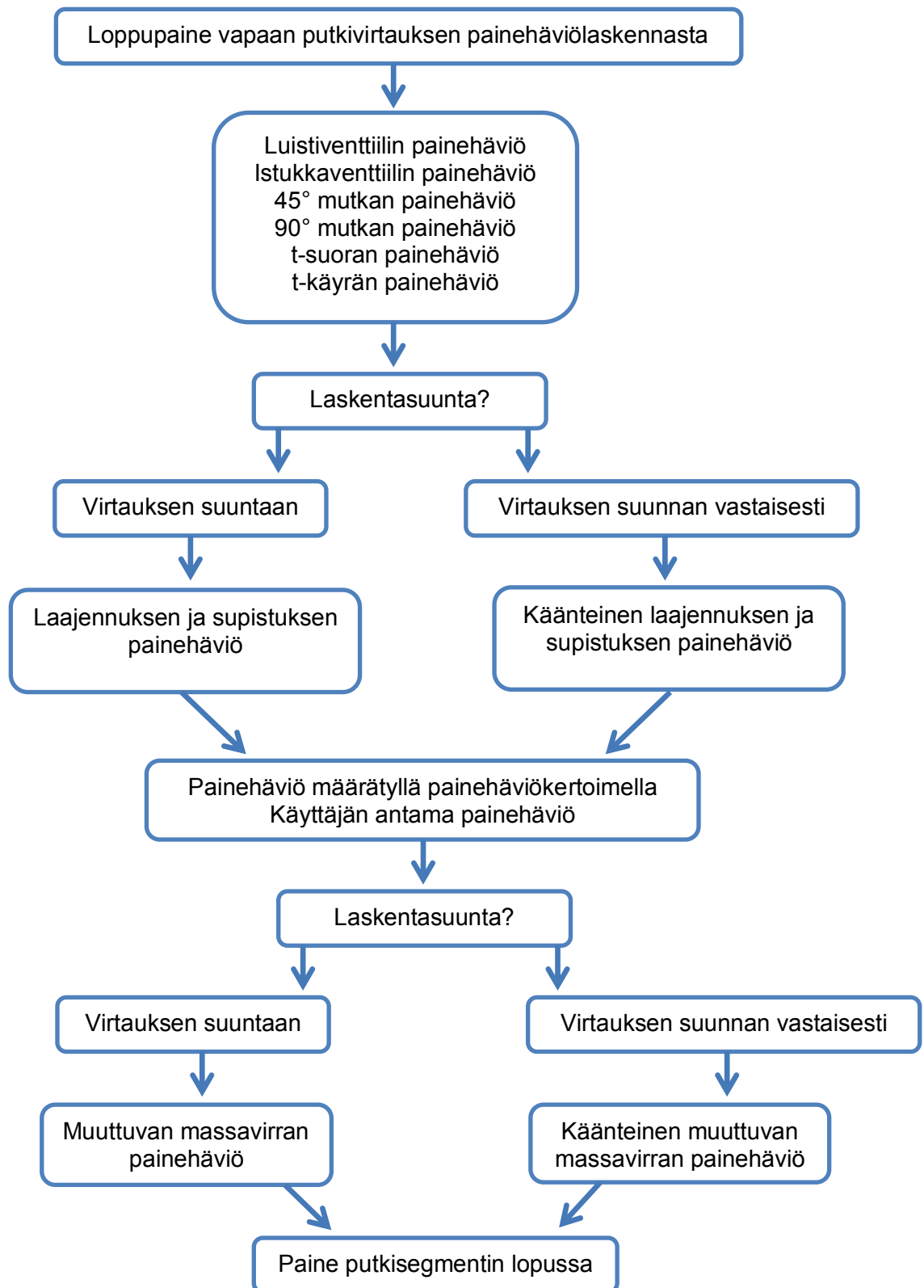
Mikäli iterointiyhtälön virhe on pienempi kuin määrätty toleranssi, siirtyy ohjelman suoritus ulos iterointiprosessista. Päinvastaisessa tilanteessa iterointia jatketaan, mikäli iterointikertojen maksimimäärää ei ole saavutettu tai ohjelma katsoo, ettei iteroinnin ratkaisevaa juurta ole olemassa. Kummassakin iteroinnin lopettavassa tapauksessa ohjelma tulostaa virheilmoituksen. Laajamittaisen ohjelman käytön perusteella Brentin menetelmä löytää iteroinnin ratkaisevan juuren hyvin luotettavasti, joten mahdollisen virheilmoituksen syynä on hyvin suurella todennäköisyydellä käyttäjän laskentapohjaan syöttämä virheellinen alkuarvo.

Iteroinnin saavutettua riittävän hyvän tuloksen ohjelma tarkistaa onko koko putkisegmentti käyty läpi. Mikäli ei ole, ohjelma asettaa uuden laskenta-askeleen alkupaineeksi edellisen laskenta-askeleen loppupaineen ja palaa iterointiprosessin alkuun. Näin toimitaan kunnes koko putkisegmentti on käyty läpi, jonka jälkeen siirrytään paikallisvastusten painehäviölaskentaan.

8.3.3 Paikallisvastusten aiheuttama painehäviö

Paikallisvastusten aiheuttaman painehäviön ohjelmoinnissa oli ensin tehtävä päätös, missä kohdassa putkisegmenttiä paikallisvastukset käsitellään. Käytännössä esiin nousi kaksi mahdollista vaihtoehtoa. Ensimmäisessä vaihtoehdossa paikallisvastukset laskettaisiin vapaan putkivirtauksen painehäviölaskennan sisällä niin, että paikallisvastuksen painehäviö jaettaisiin jokaiselle laskenta-askeleelle. Toinen vaihtoehto olisi käsitellä paikallisvastukset erillisinä funktioina vapaan putkivirtauksen painehäviölaskennan jälkeen. Työn ohjaajien kanssa käytyjen keskustelujen perusteella päädyttiin jälkimmäiseen vaihtoehtoon. Kuvassa 23 on

esitetty laskenta-algoritmi, jonka perusteella paikallisvastusten aiheuttamat painehäviöt määritetään.



Kuva 23. Paikallisvastusten painehäviön laskenta-algoritmi.

Paikallisvastusten painehäviökorrelaatioiden ratkaisemiseen tarvittavat ainearvot ohjelma määrittää paikallisvastukseen saapuvan virtauksen tilan perusteella, ei siis keskiarvona, kuten vapaan putkivirtauksen tapauksessa. Käyttäjän odotetaan jakavan laskennan kohteena oleva putkisto segmentteihin niin, että yhdessä segmentissä olevien paikallisvastusten määrä ei kasva lukumäärällisesti suureksi. Luistiventtiin, istukkaventtiin, 45° ja 90° mutkan, t-suoran sekä t-käyrän kohdalla laskentasuunnan ollessa virtauksen suuntaa vastaan, muuttaa ohjelma näille vastuksille lasketut painehäviöt vastaluvuiksi. Koska kattavinkaan kaksifaasivirtausten paikallisvastusten painehäviölaskentametsodi H.T.F.S. ei sisällä läheskään kaikkia toivottuja paikallisvastuksia, joudutaan erilaisia laskentametsodeja yhdistelemään riittävän paikallisvastuskattavuuden saavuttamiseksi.

Luistiventtiin ja istukkaventtiin painehäviöt lasketaan H.T.F.S.:n menetelmällä, lukuun ottamatta menetelmän tarvitsemaa painehäviökerrointa ζ , jonka H.T.F.S. suosittelee kysymään suoraan venttiin valmistajalta. Käytännössä tämä ei kuitenkaan ole järkevää, vaan luisti- ja istukkaventtien painehäviökertoimille tarvitaan jokin yleinen arvo. Ohjelma käyttää tähän Darbyn [2001] niin sanottua kolmen vakion menetelmää, jossa painehäviökerroin lasketaan seuraavanlaisella yhtälöllä:

$$\zeta = \frac{\zeta_m}{Re} + \zeta_i \left[1 + \frac{\zeta_d}{\left(\frac{D}{0,0254\text{m}} \right)^{0,3}} \right] \quad (96)$$

Yhtälön 127 ratkaisuun tarvittavat ζ_m :n, ζ_i :n ja ζ_d :n arvot löytyvät taulukosta 9.

Alun perin painehäviö 90° mutkalle oli tarkoitus laskea suoraan H.T.F.S:n menetelmällä. Hyvin pian kuitenkin havaittiin, että H.T.F.S:n menetelmällä 90° mutkan painehäviö oli liian suuri kokemusperäisiin arvoihin verrattuna ja jopa kolminkertainen verrattaessa Aspen Plus:lla laskettuun painehäviöön. Lähemmän tarkastelun perusteella selvisi, että tämä johtui H.T.F.S.:n käyttämästä 90° mutkan yksifaasivirtauksen painehäviön laskentakorrelaatiosta. Kokeilujen perusteella H.T.F.S:n menetelmällä 90° mutkan painehäviökerroin oli noin kaksinkertainen verrattuna Darbyn kolmen vakion menetelmällä laskettuun. Näillä perusteilla päädyttiin käyttämään Darbyn kolmen vakion menetelmää yksifaasivirtauksen painehäviön selvittämiseksi ja skaalaamaan painehäviö kaksifaasivirtaukselle H.T.F.S:n menetelmällä.

Niin 90° kuin 45° mutkalle ζ lasketaan yhtälöllä 96 ja tämän jälkeen sekä kaasui- että nestefaasin painehäviöt saadaan yhtälöillä 97 ja 98:

$$\Delta p_{90^\circ/45^\circ \text{ mutka},G} = \zeta \frac{G_G^2}{2\rho_G} \quad (97)$$

$$\Delta p_{90^\circ/45^\circ \text{ mutka},L} = \zeta \frac{G_L^2}{2\rho_L} \quad (98)$$

Kummankin mutkan tapauksessa mutkan säteen ja virtauskanavan halkaisijan suhteeksi asetettiin 1,5, joka on yleinen arvo pitkäsaiteiselle käyrälle. T-suoran ja t-käyrän painehäviön ohjelma määrittää laskemalla yksifaasivirtaukselle painehäviön yhtälöillä 96, 97 ja 98. Tämän jälkeen yksifaasivirtausten painehäviöt muunnetaan kaksifaasivirtauksen painehäviöksi samalla tavalla kuin 90° mutkan kohdalla toimittaisiin.

Taulukko 9. ζ_m :n, ζ_i :n ja ζ_d :n arvot eri paikallisvastuksille. [Darby 2001]

	luistiventtiili	istukkaventtiili	90° mutka	45° mutka	t-suora	t-käyrä
ζ_m	300	1500	800	500	150	800
ζ_i	0,037	1,7	0,056	0,052	0,017	0,14
ζ_d	3,9	3,6	3,9	4,0	4,0	4,0

Laskentasuunnan ollessa virtaussuuntaa vastaan venttiilien, mutkien, t-suorien sekä t-käyrien painehäviöt lasketaan edellä mainitulla tavalla, mutta paineen aleneman sijaan ne luonnollisesti kasvattavat painetta.

Putkessa olevan laajennuksen tai supistuksen painehäviö lasketaan suoraan H.T.F.S.:n metodilla, mikäli laskentasuunta on virtaussuunnan mukainen. Laskennassa tarvittavan slip ration määrittäminen tapahtuu kulloisenkin valitun laskentametodin perusteella. Eli laskettaessa painehäviötä H.T.F.S.:llä, käytetään H.T.F.S.:n metodia slip ration laskentaan ja laskettaessa painehäviötä Beggsin ja Brillin metodilla määritetään slip ratio Beggsin ja Brillin tavalla.

Mikäli laskentasuunta on virtaussuuntaa vastaan, tiedetään supistuksen tai laajennuksen jälkeinen paine. Tämän johdosta supistuksen tai laajennuksen painehäviön laskenta on iteratiivista. Iterointi suoritetaan jälleen Brentin

menetelmällä, paikallisvastusta edeltävän paineen toimiessa iterointimuuttujana. Käytännössä iterointiprosessi toimii niin, että ratkaisualgoritmi arvaa laajennusta tai supistusta edeltävää painetta ja laskee sen perusteella paikallisvastuksen aiheuttaman painehäviön. Toleranssin, iterointikertojen maksimimäärän ja iterointimuuttujan ylä- ja alarajojen määräytyminen on käyty läpi jo vapaata putkivirtausta käsittelevässä kappaleessa. Varsinainen iterointiyhtälö on seuraavanlainen:

$$p_1 - (p_2 + \Delta p_{vastus,tp}) = 0 \quad (99)$$

Mikäli käyttäjä syöttää laskentapohjaan painehäviökertoimen, lasketaan sen mukainen painehäviö seuraavalla kaavalla:

$$\Delta p_{vastus,tp} = \zeta \frac{G_{tp}^2}{2\rho_{tp}} \quad (100)$$

Kaksifaasivirtauksen tiheys voidaan laskea kaavalla 63. Laskentasuunnan ollessa virtauksen suuntaa vastaan, muuttaa ohjelma tällaiselle käyttäjän määräämälle vastukselle lasketun painehäviön vastaluvuksi. Käyttäjä voi myös syöttää laskentapohjaan suoraan painehäviön paikallisvastukselle.

Ennen putkisegmentistä poistuvan virtauksen paineen palauttamista tulosteena ohjelma laskee vielä mahdollisen massavirran muutoksen aiheuttaman painehäviön. Tässä kohtaa hyödynnettiin molemmille painehäviölaskentametoodeille H.T.F.S.:n liikemäärällisen painemuutoksen laskentaa [Morris 1983], joka vastaa suurin piirtein kaavaa 65 eli yleisen liikemäärällisen painemuutoksen laskentaa. Beggsin ja Brillin liikemäärällisen painemuutoksen laskennan käyttäminen ei olisi järkevää, koska se ei ota samalla tavalla huomioon massavirran muutosta, kuin H.T.F.S.:n vastaava korrelaatio.

Koska kaavassa tarvitaan virtauksen ainearvot sekä alku että loppupään olosuhteissa, on laskenta iteratiivista. Iterointiin käytettiin tällä kertaa yksinkertaista for-luuppia, jolla rakennettiin peräkkäisten substituutioiden menetelmä. Ennen for-luuppia alku- ja loppupaineet määrättiin yhtä suuriksi. For-luoppi laski ensin tällä perusteella liikemäärällisen painemuutoksen ja sen jälkeen määrittä uuden loppupaineen. Tämän jälkeen lasketaan uusi liikemäärällinen painemuutos juuri määritetyn loppupaineen avulla. Toistamalla tätä algoritmia päästään tilanteeseen, jossa loppupaine ei enää juurikaan muutu. Havaittiin, että 10 toistoa oli riittävä

määrä tällaisen tilan saavuttamiseksi, joten for-luupin toistojen määräksi asetettiin 10.

Massavirran muutoksen käännteinen painehäviölaskenta toteutettiin Brentin menetelmän avulla. Käytännössä laskenta suoritetaan hyvin samalla tavalla kuin supistuksen tai laajennuksen käännteistä painehäviötä määritettäessä. Tiedettäessä massavirran muutoksen jälkeinen paine ratkaisualgoritmi arvaa massavirran muutosta edeltävää painetta ja laskee sen perusteella painehäviön. Brentin menetelmä pyrkii tässäkin tapauksessa minimoimaan yhtälöä 99.

8.3.4 Käyttäjän saama tuloste

Käyttäjän saama tuloste on esitetty kuvassa 24 neljän ensimmäisen putkisegmentin osalta. Sen lisäksi että tuloste näyttää kummallakin menetelmällä lasketun putkisegmentistä ulostulevan virtauksen paineen, erotellaan kokonaispainehäviö hydrostaattisiin, kitkallisiin ja liikemäärällisiin komponentteihin. Tämän lisäksi käyttäjä näkee kummallakin metodilla lasketun aukko-osuuden sekä putkisegmentin sisään menevälle että sieltä ulos tulevalle virtaukselle.

3 Lasketut arvot													
H.T.F.S.								Beggs & Brill					
Paine ulos kPa	dp kitka kPa	dp hydr kPa	dp kin kPa	dp vast kPa	void fraction sisään	void fraction ulos	Paine ulos kPa	dp kitka kPa	dp hydr kPa	dp kin kPa	dp vast kPa	void fraction sisään	void fraction ulos
593,194	0,317	0,000	-1,019	7,508	0,539	0,548	593,074	0,435	0,000	-1,021	7,511	0,560	0,568
585,983	1,115	0,000	6,003	0,093	0,560	0,569	585,113	1,830	0,000	6,005	0,127	0,577	0,586
585,645	0,336	0,000	0,002	0,000	0,558	0,558	584,650	0,462	0,000	0,000	0,000	0,576	0,577
585,307	0,336	0,000	0,002	0,000	0,558	0,559	584,187	0,463	0,000	0,000	0,000	0,577	0,577

Kuva 24. Käyttöliittymän lasketut arvot-osio.

Käyttöliittymässä on vielä erillinen välilehti, josta selviävät tarkemmin kummallakin metodilla suoritettujen painehäviölaskennan jälkeiset virtauksen ainearvot. Paineen lisäksi välilehdellä ilmoitetaan lämpötila, kaasun massaosuus, nestefaasin sekä kaasufaasin tiheys, nestefaasin sekä kaasufaasin viskositeetti, pintajännitys, kaksifaasivirtauksen massavuo, todellinen keskimääräinen nopeus sekä kaasu- ja nestefaaseille että kokonaisvirtaukselle, tyhjäputkinopeudet neste- ja kaasufaaseille, Martinelli-parametri ja viimeisenä API:n määritelmän mukaan laskettu eroosionopeuden raja-arvo. Samalta välilehdeltä löytyvät myös virtausaluekartat virtaustyyppin määrittämiseen sekä niiden käytössä tarvittavien parametrien laskenta. Välilehdelle sisällytetyt virtausaluekartat ovat Fairin, Hewittin ja Robertsinkin sekä

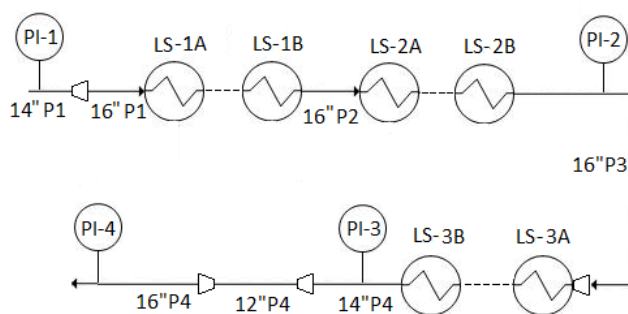
Taitelin kartat ylöspäin virtaukselle, Oshinowon ja Charlesin kartta alaspäin virtaukselle sekä Mandhanen ja Bakerin (Bell) kartat vaakavirtaukselle.

9 Laskentatyökalun käyttö ja testaus

Laskentatyökalun toimintaa testattiin kahdella erillisellä laskentatapauksella. Kummassakin tapauksessa suoraan prosessiyksiköstä saadut tiedot eivät riittäneet laskennan läpivientiin vaan tietoja jouduttiin täydentämään simuloimalla. Kaikki simuloinnit suoritti Mika Kettunen Aspen Plus:illa. Tässä kappaleessa pyritään myös tarkastelemaan H.T.F.S.:n sekä Beggsin ja Brillin menetelmillä laskettujen painehäviöiden sekä niiden komponenttien mahdollisia eroja. Toisen laskentatapauksen lopussa tehdään herkkyysoanalyysi lähtötietojen muutosten vaikutuksesta laskennan tuloksiin. Kappaleen lopussa tarkastellaan vielä virtausaluekarttojen mahdollisia eroja laskentatapauksen virtaustyyppien määrittämisessä.

9.1 Erään prosessiyksikön putkiston painehäviö

Ensimmäisessä laskentatapauksessa kuvan 25 mukaisesta prosessiteollisuuden yksiköstä saatuja painemittauksia verrattiin laskentatyökalulla laskettuihin arvoihin. Koska yksikön painemittausten sijoittelu on sellainen, että niiden avulla ei voida arvioida lämmönsiirrinten painehäviöitä, on painehäviöt arvioitava simuloimalla. Painehäviöt on ilmoitettu lämmönsiirtimille LS1 ja LS2 pakettina, eli LS-1:n painehäviö sisältää LS-1A:n, LS-1B:n ja näiden väliin jäävän lyhyen putkikyhteen painehäviön.



Kuva 25. Havainnekuva painehäviölaskennan kohteena olevasta yksiköstä

Taulukosta 12 voidaan havaita, että PI-2:n ja PI-3:n välillä on vain lyhyt pätkä putkea ja vähäinen määrä paikallisvastuksia. Simuloidun LS-3:n painehäviö olisi siis oltava lähellä mittauspisteiden PI-2 ja PI-3 välistä paine-eroa. Näin ei kuitenkaan ole, vaan PI-2:n ja PI-3:n välinen paine-ero on huomattavasti suurempi, lähes kolminkertainen. Tämä voi johtua esimerkiksi LS-3:n likaantumisesta. Likaantumisteoriaa tukee se, että myöhemmin saatujen tietojen perusteella likaantuminen, tarkemmin suojojen kiteytyminen, on ongelma alavirrassa olevassa seuraavassa vaihtimessa. Laskenta päätettiin toteuttaa niin, ettei lasketa ollenkaan painehäviötä PI-2:n ja PI-3:n välille, vaan käytetään tälle välille mittaustuloksia. Käytännössä tämä vaikuttaa vain koko putkiston painehäviölaskelmaan, eli tarkasteluväliin PI-1 -> PI-4. Todellisuudessa tälle välille on siis laskettu painehäviöt PI-1 -> PI-2 + PI-3 -> PI-4, vaikka taulukoissa tilan säästämiseksi onkin ilmoitettu PI-1 -> PI-4. Sama pätee taulukossa 12 ilmoitettuihin putkisegmenttien tietoihin.

Taulukko 10. Lämmönsiirrinten aiheuttamat painehäviöt (simuloitu) ja PI-2:n ja PI-3:n välinen paine-ero (todellinen mittaus).

Lämmönsiirrin tai tarkasteluväli	Δp_{LS} (kPa)
LS-1	63
LS-2	57
PI-2 -> PI-3	152,5
LS-3	71

Virtaus on adiabaattista vain lämmönsiirrinten välillä. Jokaiselle lämmönsiirtimien väliselle putkijaksolle tarvitaan siis omat ainearvot. Nämä ainearvot arvioitiin simuloimalla Aspen Plus:lla. Karheuden arvona käytettiin kirkkaille putkille sovellettavaa 0,1 mm:ä, koska tämän katsottiin vastaavan parhaiten yksikön putkia.

Taulukko 11. Ainearvot putkiston eri kohdissa.

putki	m kg/hr	p kPa	x	ρ_L kg/m ³	ρ_G kg/m ³	μ_L mPas	μ_G mPas	σ mN/m
14"/16"P1	360544	4635	0,2378	593,8	20,53	0,3334	0,0187	8,2
		4550	0,2398	594,9	20,30	0,3352	0,0187	8,3
16"P2	360544	4487	0,1620	633,3	15,27	0,4303	0,0182	11,3
		4472	0,1616	632,8	15,20	0,4290	0,0182	11,2
16"P3	360544	4415	0,1131	667,2	11,77	0,5574	0,0174	14,3
		4401	0,1132	667,3	11,75	0,5578	0,0174	14,3
12"/14"/16"P4	360544	4330	0,0735	713,8	8,810	0,8681	0,0159	18,8
		4277	0,0737	714,3	8,730	0,8698	0,0159	18,8

Taulukossa 12 on eritelty jokaisen mittauspisteiden väliin jäävän putkiston pituus, korkeuden muutos sekä mahdolliset paikallisvastukset lukuun ottamatta laajennuksia ja supistuksia. Laskentatyökaluun syötettäessä putkisto jaettiin vielä pienempiin pätkiin putken halkaisijan sekä kallistuksen mukaan. Eli esimerkiksi putken halkaisijan tai kallistuskulman muuttuessa sijoitettiin tätä seuraava putken osa laskentatyökalussa uudelle riville.

Taulukko 12. Putkisegmenttien tiedot.

tarkasteluväli	L (m)	ΔH (m)	paikallisvastukset
PI-1 -> PI-2	113,1	15,0	2 * 45° mutka, 16 * 90° mutka
PI-2 -> PI-3	3,2	0,04	2 * 90° mutka
PI-3 -> PI-4	93,1	9,2	2 * 45° mutka, 6 * 90° mutka
PI-1 -> PI-4	206,2	24,2	4 * 45° mutka, 22 * 90° mutka

Painehäviölaskennan tulokset on esitetty taulukoissa 13 ja 14, missä tarkasteluväli PI-4 -> PI-3 kuvaa virtaussuuntaa vastaan laskettua väliä PI-3 -> PI-4. Taulukoissa esitettävä painehäviö ei sisällä lämmönsiirrinten aiheuttamaa painehäviötä vaan pelkästään putkistosta aiheutuvan ja siis laskentatyökalulla lasketun painehäviön.

Taulukko 13. Painehäviölaskennan tulokset H.T.F.S.:n menetelmällä.

tarkasteluväli	$\Delta p_{\text{mitattu}}$ (kpa)	$\Delta p_{\text{laskettu}}$ (kpa)	virhe (%)
PI-1 -> PI-2	68,6	102,2	49,0
PI-3 -> PI-4	63	85,1	35,1
PI-1 -> PI-4	131,6	187,4	42,4
PI-4 -> PI-3	63	84,9	34,8

Taulukko 14. Painehäviölaskennan tulokset Beggsin ja Brillin menetelmällä.

tarkasteluväli	$\Delta p_{\text{mitattu}}$ (kpa)	$\Delta p_{\text{laskettu}}$ (kpa)	virhe (%)
PI-1 -> PI-2	68,6	112,3	63,6
PI-3 -> PI-4	63	101,9	61,7
PI-1 -> PI-4	131,6	214,3	62,8
PI-4 -> PI-3	63	101,4	61,0

Ennen kuin analysoidaan tarkemmin painehäviölaskennan tuloksia, on syytä ottaa huomioon, että laskennan alkuarvodataan liittyy tiettyjä epävarmuustekijöitä. Valtaosa epävarmuustekijöistä syntyy simuloinnista, mistä hyvänä esimerkkinä on ristiriita LS3:n simuloidun painehäviön sekä PI-2:n ja PI-3:n paine-eron välillä. Laskentatapauksia olisi lisäksi oltava huomattavasti enemmän, jotta mallien varsinaisesta tarkkuudesta voitaisiin vetää kunnollisia johtopäätöksiä. Alkuarvodatan mittaustarkkuuden kannalta paras tulos painemittauksista saataisiin tekemällä mittaukset kalibroidulla mittarilla. Käytettävissä oleva mittausdata sinänsä on loogista. Kun mittaus on putkessa, liikemäärän osuus ei näy mittauksessa.

Kumpikaan malli ei siis pystynyt arvioimaan kohdeputkiston painehäviötä kovinkaan hyvällä tarkkuudella. H.T.F.S:n kohdalla virhe ei vielä ole kohtuuttoman suuri, mutta Beggsin ja Brillin arvioima painehäviö heittää jo huomattavan paljon mitatusta arvosta. Täytyy kuitenkin muistaa, että kyse on vain yhdestä putkistosta. Eniten epätarkkuutta kummankin mallin tuloksiin tulee todennäköisesti paikallisvastusten laskennasta ja tarkemmin sanottuna mutkista. Voidaan havaita, että kummankin mallin kohdalla välillä PI-1 -> PI-2 virhe on suurempi kuin välillä PI-3 -> PI-4, H.T.F.S.:n kohdalla ero on jopa huomattavan suuri. Ensiksi mainitulla välillä on kymmenen 90° mutkaa enemmän kuin jälkimmäisellä välillä, mikä voisi selittää eron

virheissä. Virtaussuuntaa vastaan laskennan voidaan todeta toimivan täysin tyydyttävällä tarkkuudella, vaikka se ei aivan samaan painehäviöön pääsekään kuin normaali laskenta.

Taulukko 15. Painehäviölaskentamenetelmien vertailu tarkasteluvälille PI-1 -> PI-2.

	kPa				
	Δp_{tot}	Δp_{kitka}	$\Delta p_{hydrostaattinen}$	$\Delta p_{liikemäärä}$	$\Delta p_{paikallisvastus}$
H.T.F.S	102,2	32,0	21,4	0,07	48,8
B&B	112,3	39,8	23,8	0,005	48,7

Taulukko 16. Painehäviölaskentamenetelmien vertailu tarkasteluvälille PI-3 -> PI-4.

	kPa				
	Δp_{tot}	Δp_{kitka}	$\Delta p_{hydrostaattinen}$	$\Delta p_{liikemäärä}$	$\Delta p_{paikallisvastus}$
H.T.F.S	85,1	35,8	16,5	0,08	32,6
B&B	101,9	52,8	16,6	0,006	32,5

Taulukoista 15 ja 16 havaitaan, että laskettujen kokonaispainehäviöiden ero mallien välillä johtuu käytännössä kokonaan kitkahäviöstä. Varsinkin tarkasteluvälille PI-3 -> PI-4 Beggsin ja Brillin suoran putken kitkallinen painehäviö on huomattavasti suurempi (noin 37 %) kuin H.T.F.S:n vastaava. Mitään varsinaista syytä tälle ei malleja tarkasteltaessa ole mahdollista löytää. Sama ero havaittiin jo verifioitaessa mallien toimintaa Aspen Plus:illa, joten koodausvirheestä ei ole kysymys. Prosentuaalisesti liikemäärällisten painemuutosten ero on hyvin suuri, toisaalta kummankin metodin liikemäärällinen painemuutos on niin pieni, ettei se käytännössä näy lopputuloksessa.

9.2 Painehäviö kolonnin syöttöputkessa

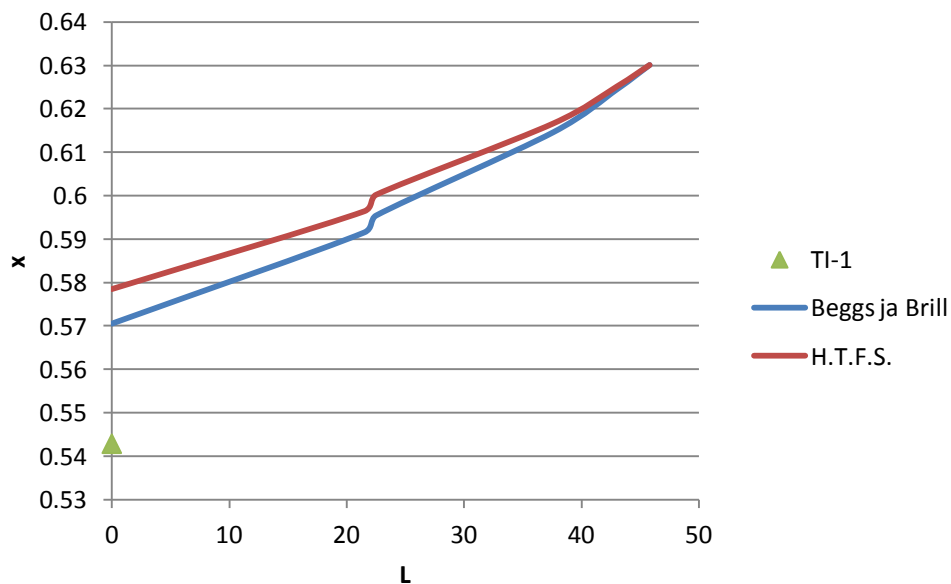
Toisessa laskentatapauksessa määritetään painehäviötä kolonnin syöttöputkelle. Koska paine kolonnin syöttöpohjassa tiedetään, lasketaan paine takaperin aina lämpötila-anturille TI-1 saakka. Tämän jälkeen verrataan TI-1:ltä mitattua lämpötilaa laskentapohjalla määritettyyn paine-lämpötila-pariin. Tämä laskentatapaus eroaa

siinä mielessä edellisessä kappaleessa läpikäydystä, että tässä tapauksessa virtauksen kaasunosuus kasvaa huomattavasti paineen alentuessa, kuten liitteestä 2 löytyvästä taulukosta voidaan huomata. Tarkoitus olikin ennen kaikkea testata laskentaa voimakkaammin höyrystyvällä virtauksella.

Kolonnin ja TI-1:n välisellä putkiosuudella oli yhteensä pituutta noin 45,8 metriä ja kolonnin syöttökohta oli 6,1 metriä lämpötila-anturia korkeammalla. Putkiosuudella oli viisi 90° ja yksi 45° mutka. Lisäksi oletettiin syötönjakajan aiheuttavan 3 kPa:n kertapainehäviön kolonniin sisään menevälle virtaukselle. Karheuden arvona käytettiin hiiliteräspankille sovellettavaa 0,2 mm:ä, koska tämän katsottiin vastaavan parhaiten yksikön putkia. Paine kolonnin syötössä, eli laskennan alkupaine oli 207,5 kPa (a) ja laskennallinen lämpötila 320,9 °C. Laskennan tulokset on esitetty taulukossa 17 ja kaasunosuuden muutos paikan funktiona kuvassa 26, missä paikan nollapiste on lämpötila-anturi TI-1 ja loppupiste kolonnin syöttö.

Taulukko 17. Kolonnin syöttöputken painehäviölaskennan tulokset.

	laskettu Δp_{tot} (kPa)	laskettu T (°C)	mitattu T (°C)	lämpötilaero (°C)
H.T.F.S.	66,7	325,1	327,6	2,5
Beggs ja Brill	77,0	325,6	327,6	2,0



Kuva 26. Kaasunosuuden muutos paikan funktiona.

Laskennalla ei siis aivan päästy TI-1:n kohdalla mitattuun lämpötilaan. Huomion arvoista kohdan 9.1 laskentatapaukseen verrattuna on, että tässä voidaan päätellä lasketun painehäviön jäävän pienemmäksi kuin T1:n perusteella määritetty painehäviö, koska laskettu lämpötila on todellista matalampi. Edellisessä laskentatapauksessa tilanne oli päinvastainen. On kuitenkin muistettava, että lämpötilamittaukseen liittyy epävarmuutta, joka jo pienenä virheenä esiintyessään vaikuttaa suhteellisen paljon paineeseen, sekä mittausdataa on käytössä hyvin vähän. Laskentapohja ei myöskään pysty ottamaan huomioon lämpöhäviöitä kolonnin syöttöputken seinämien läpi. Edellisen laskentatapauksen kaltaisesti Beggsin ja Brillin metodilla saadaan suurempi painehäviö.

Kuvaan 26 on merkitty laskennan perusteella saadun kaasunosuuden lisäksi kaasunosuus lämpötila-anturin TI-1 kohdalla. Jälleen on hyvä muistaa, että lämpötilamittaukseen liittyvä epävarmuus vaikuttaa myös määritettyyn kaasunosuuteen. Noin 23 metrin kohdalla tapahtuva jyrkkä painehäviögradientin ja sen seurauksena kaasunosuuden kasvu johtuu syöttöputken segmenttijaosta. Tällä kohdalla on lyhyt, hieman yli metrin pituinen putki joka sisältää yhden 90° mutkan. Mutkasta aiheutuva painehäviö yhdessä lyhyen putkisegmentin kanssa johtaa korkeaan painehäviögradienttiin.

Taulukko 18. Painehäviölaskennan komponentit eriteltynä.

	kPa				
	Δp_{tot}	Δp_{kitka}	$\Delta p_{hydrostaattinen}$	$\Delta p_{liikemäärä}$	$\Delta p_{paikallisvastus}$
H.T.F.S	66,7	35,0	1,6	4,2	26,0
B&B	77,0	49,5	2,0	0,1	25,4

Kaasun osuuden kasvu näkyy huomattavasti suurempana liikemäärällisenä painemuutoksena H.T.F.S.:n menetelmän osalta verrattuna kohdan 9.1 laskentatapaukseen. Beggsin ja Brillin menetelmä käsittelee liikemäärällisen painemuutoksen ilmeisesti jossain määrin eri tavalla, koska se on huomattavasti H.T.F.S.:n vastaavaa pienempi. Huomioitavaa on jälleen, miten Beggsin ja Brillin menetelmällä laskettu suoran putken kitkallinen painehäviö on reilusti H.T.F.S.:n vastaavaa suurempi. Tästä käytännössä johtuu ero kokonaispainehäviöiden välillä.

Kolonnin syöttöputken painehäviölaskennan pohjalta tehtiin myös herkkyysanalyysi, jossa selvitettiin vaikuttavatko muutokset lähtötiedoissa yhtä paljon molempien painehäviömallien tuloksiin. Muutettavia lähtötietoja olivat massavirta, putken halkaisija sekä karheus. Lähtötietoja muutettiin yksi kerrallaan pitäen samalla muut lähtötiedot samoina kuin alkuperäisessä laskentatapauksessa. Vaikka massavirrat tunnetaankin yleensä melko tarkasti, on $\pm 5\%$ virhe silti mahdollinen. $\pm 15\%$ on jo todella suuri virhe, mutta sen ottamisella mukaan herkkyysanalyysiin haluttiin lähinnä tarkastella mahdollista suhteellista eroa pienemmän massavirran virheeseen. Putken halkaisijan muutoksen syyksi ajateltiin eroosion vaikutusta niin, että putken halkaisija kasvaisi yhden prosentin. Myös karheus voi muuttua eroosion vaikutuksesta. Tässä herkkyysanalyysissä karheus muuttui 0,2 mm:stä 0,1 mm:iin.

Taulukko 19. Massavirran $\pm 5\%$ muutoksen vaikutus laskennan tuloksiin.

		Δp_{tot} (kPa) tai %	
case	m (kg/h)	H.T.F.S.	B&B
normaali m	127603	66,72	76,99
1,05 * m	133983	72,29	83,28
% ero normaaliin	+ 5,00	+ 8,35	+ 8,17
0,95 * m	121223	61,33	70,86
% ero normaaliin	- 5,00	- 8,08	- 7,96

Taulukko 20. Massavirran $\pm 15\%$ muutoksen vaikutus laskennan tuloksiin.

		Δp_{tot} (kPa) tai %	
case	m (kg/h)	H.T.F.S.	B&B
normaali m	127603	66,72	76,99
1,15 * m	146743	83,92	96,27
% ero normaaliin	+ 15,00	+ 25,79	+ 25,04
0,85 * m	108463	51,10	59,12
% ero normaaliin	- 15,00	- 23,41	- 23,21

Taulukko 21. Putken halkaisijan tai karheuden muutoksen vaikutus laskennan tuloksiin.

		Δp_{tot} (kPa) tai %	
case	D (m)	H.T.F.S.	B&B
normaali D	0,2889	66,72	76,99
1,01 * D	0,2918	64,16	74,02
% ero normaaliin	+ 1,00	- 3,84	- 3,86
	k (mm)		
normaali k	0,2	66,72	76,99
muutettu k	0,1	63,33	71,00
% ero normaaliin	- 50	- 5,08	- 7,78

Taulukoiden 19, 20 ja 21 perusteella voidaan todeta, että H.T.F.S.:n sekä Beggsin ja Brillin menetelmillä päädytään suurin piirtein samanlaisiin painehäviöiden muutoksiin massavirran muuttuessa. Samalla voidaan tosin todeta trendi, jossa H.T.F.S.:n muutos on noin 0,1 – 0,7 prosenttiyksikköä suurempi kuin Beggsin ja Brillin mallin vastaava. Suurin ero havaitaan kasvatettaessa massavirtaa viidellätoista prosentilla. Putken halkaisijan kasvattaminen ei käytännössä johda huomattaviin eroihin mallien välillä. Karheuden pienentäminen 0,1 mm:iin vaikuttaa 2,7 prosenttiyksikköä enemmän Beggsin ja Brillin mallin tuloksiin kuin H.T.F.S.:n. Tätä voidaan pitää loogisena, kun tiedetään karheuden vaikuttavan vain kitkalliseen painehäviöön ja lisäksi aiemmin on havaittu Beggsin ja Brillin mallilla saatavan huomattavasti suurempia suoran putken kitkallisen painehäviön arvoja kuin H.T.F.S.:n laskentamallilla. Näin myös karheuden pienentäminen vaikuttaisi enemmän Beggsin ja Brillin mallin tuloksiin kuin H.T.F.S.:n vastaaviin.

9.3 Virtausaluekarttojen vertailu

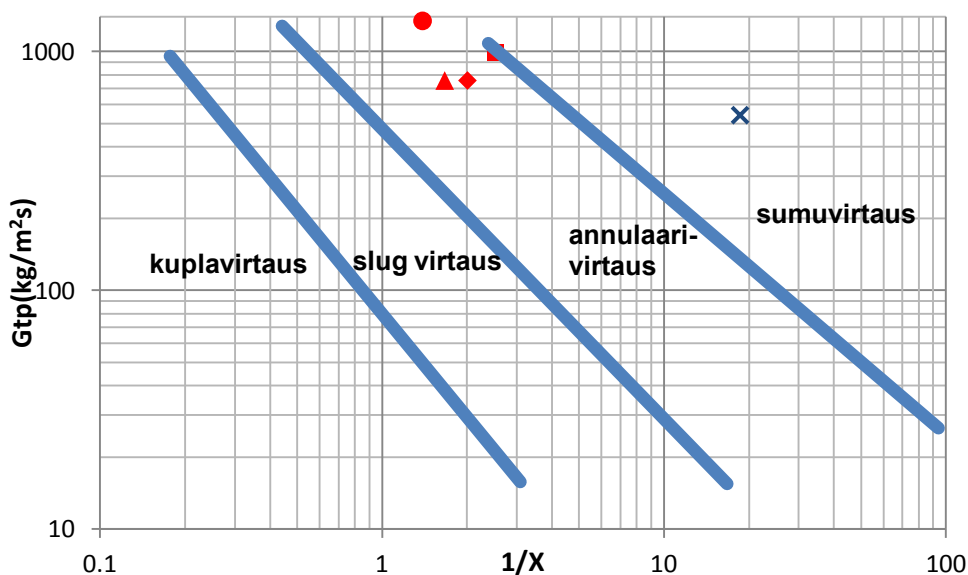
Edellä esiteltujen laskentatapausten dataa käytettiin hyväksi virtausaluekarttojen vertailuun. Koska emme voi tietää minkään pisteen todellista virtaustyyppiä, voimme vain tarkkailla saadaanko kartoilla aikaan yhteneväisiä tuloksia. Koska alaspäin

virtaukselle oli vertailuun tarjolla vain yksi virtausaluekartta (Oshinowo ja Charles [1974]), olivat tarkastellut virtaussuunnat vaakavirtaus ja virtaus ylöspäin.

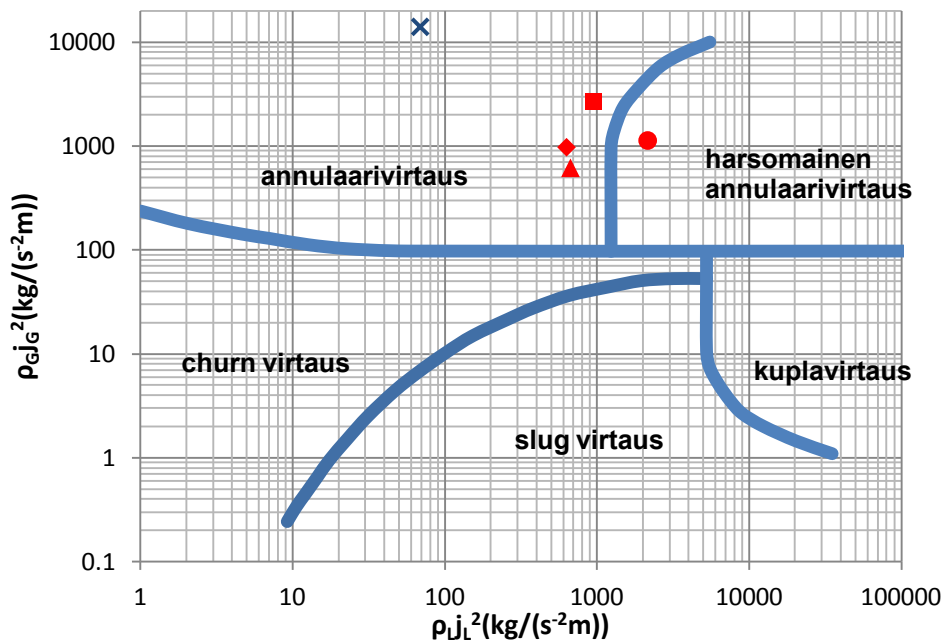
Virtaukselle ylöspäin valittiin neljä pistettä kohdan 9.1 laskentatapauksesta ja yksi kohdan 9.2 laskentatapauksesta. Kohdan 9.1 pisteet valittiin niin, että jokaiselta adiabaattiselta laskentaväliltä oli valittuna yksi piste. Virtausaluekarttojen tarvitsemat parametrit määritettiin H.T.F.S.:n sekä Beggsin ja Brillin painehäviölaskentojen keskiarvona. Pisteet on kuvattu karttoihin niin, että samanlainen symboli edustaa saman virtaussuunnan kartoissa aina samaa pistettä. Sininen ruksi edustaa kohdan 9.2 laskentatapauksen pistettä. Kuvissa 27, 28 ja 29 on ylöspäin virtauksen kartat. Jotta pisteet erottuisivat riittävän hyvin, on osa virtausalueiden rajoista pitänyt jättää läpinäkyviksi. Tiedot valituista pisteistä on esitetty taulukossa 22.

Taulukko 22. Virtausaluekarttatarkastelun ylöspäin virtauksen pisteet.

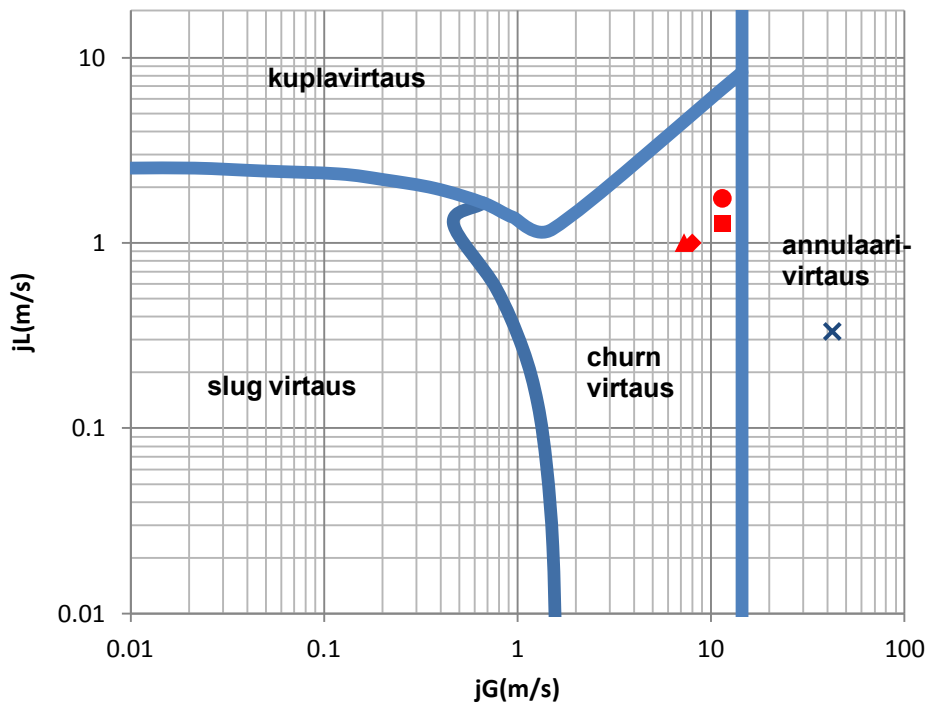
markkeri	p (kPa)	T (°C)	x	G_{tp} (kg/(m ² s))	w_L (m/s)	w_G (m/s)	w_{tp} (m/s)	j_L (m/s)	j_G (m/s)
neliö	4615,6	387,0	0,238	986,1	6,61	14,22	7,56	1,26	11,47
vinoneliö	4477,6	333,4	0,162	755,3	4,61	10,26	5,06	1,00	8,02
kolmio	4405,6	282,9	0,113	755,3	4,27	9,51	4,56	1,00	7,27
pallo	4238,3	213,1	0,074	1342,2	7,24	15,05	7,52	1,74	11,43
ruksi	225,8	322,1	0,616	540,72	9,43	44,04	18,16	0,33	42,44



Kuva 27. Valitut ylöspäin virtauksen pisteet sijoitettuna Fairin [1960] karttaan.



Kuva 28. Valitut ylöspäin virtauksen pisteet sijoitettuna Hewittin ja Robertsin [1969] karttaan.



Kuva 29. Valitut ylöspäin virtauksen pisteet sijoitettuna Taitel *et al.* [1980] karttaan.

Hewittin ja Robertsin sekä Fairin kartoissa kohdan 9.1 laskentatapauksen pisteet sijoittuvat annulaarialueelle, kun siihen luetaan mukaan myös harsomainen

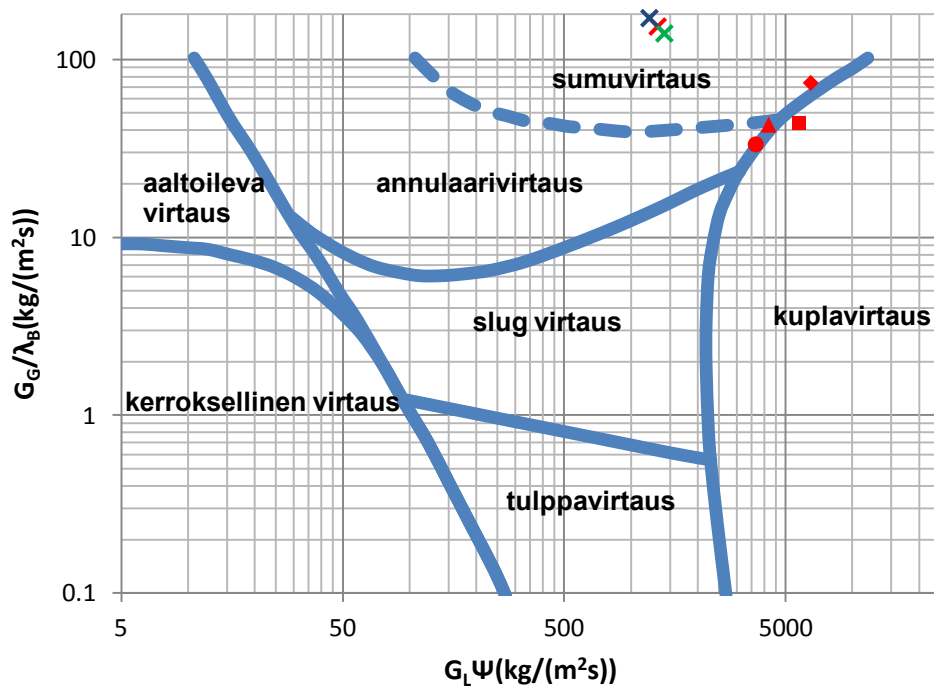
annulaarivirtaus. Taitel *et al.* kartassa pisteet ovat sen sijaan churn virtauksen alueella. Tosin on huomioitava, että näistä pisteistä kaksi on suhteellisen lähellä annulaarialuetta. Todennäköisesti erot kahden ensimmäisen kartan sekä Taitel *et al.* kartan välillä johtuvat siitä, että ensin mainitut perustuvat puhtaasti kokeelliseen tietoon, kun taas jälkimmäisen kehityksessä on käytetty hyväksi myös virtaustyyppin muuttumista ennustavia teoreettisia malleja.

Kohdan 9.2 laskentatapauksen piste erottuu kaikissa kartoissa selvästi muista pisteistä. Fairin kartassa se on kuitenkin selvästi sumuvirtauksen alueella, siinä missä kahdessa muussa kartassa piste sijoittuu annulaarialueelle. Toisaalta on huomioitava, että sekä Taitel *et al.* että Hewittin ja Robertsinkin kartoissa ei ole aluetta sumuvirtaukselle.

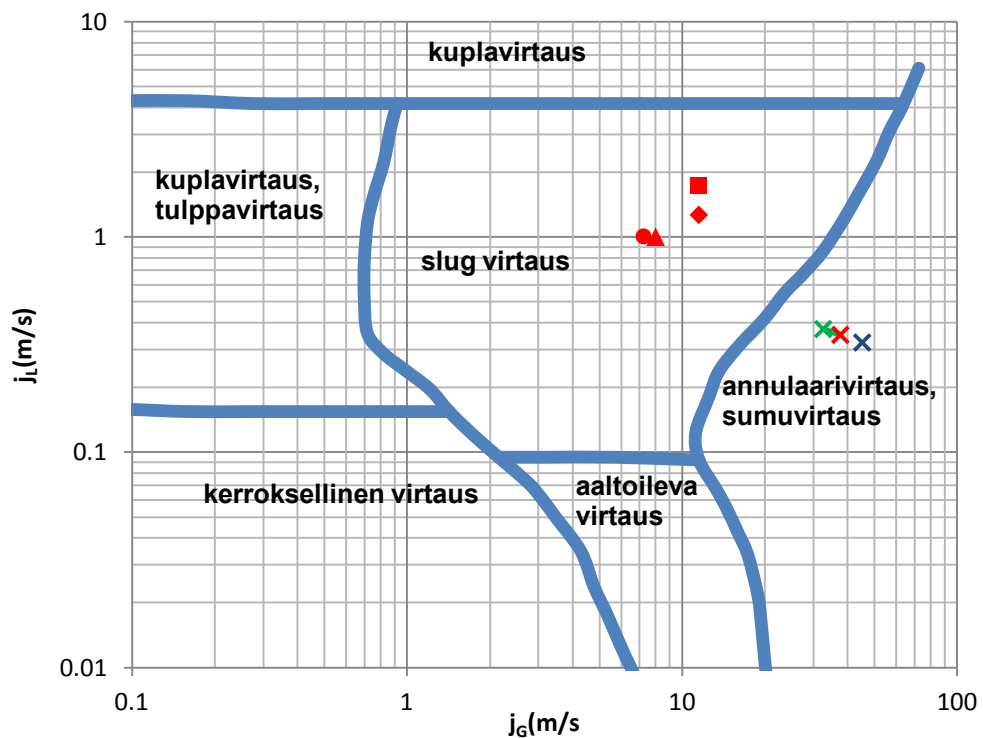
Vaakavirtauksen pisteet valittiin kohdan 9.1 laskentatapauksesta samalla tavalla kuin ylöspäin virtauksenkin kohdalla. Kohdan 9.2 laskentatapauksesta valittiin kaikki vaakapisteet, jotta nähtäisiin muuttaako voimakas kaasunosuuden kasvu virtaustyyppiä. Näitä pisteitä on kuvattu rukseilla. Tiedot valituista pisteistä on esitetty taulukossa 23.

Taulukko 23. Virtausaluekartatarkastelun vaakavirtauksen pisteet.

markkeri	p (kPa)	T (°C)	x	G_{tp} (kg/(m ² s))	w_L (m/s)	w_G (m/s)	w_{tp} (m/s)	j_L (m/s)	j_G (m/s)
vinoneliö	4597,2	387,0	0,239	986,1	6,10	14,58	7,07	1,26	11,52
kolmio	4475,3	333,4	0,162	755,3	4,30	10,48	4,75	1,00	8,03
pallo	4417,3	282,9	0,113	755,3	3,99	9,70	4,28	1,00	7,25
neliö	4196,4	213,1	0,074	1342,2	6,74	15,55	7,04	1,74	11,54
sininen ruksi	213,8	321,3	0,625	540,7	8,86	46,99	17,95	0,32	45,26
punainen ruksi	249,0	323,4	0,598	540,7	8,11	39,41	15,41	0,35	37,69
vihreä ruksi	279,4	325,2	0,575	540,7	7,60	34,28	13,72	0,37	32,57



Kuva 30. Valitut vaakavirtauksen pisteet sijoitettuna Bell *et al.* [1970] muunnokseen Bakerin kartasta.



Kuva 31. Valitut vaakavirtauksen pisteet sijoitettuna Mandhane *et al.* [1971] karttaan.

Kummassakin vaakavirtauksen kartassa kohdan 9.2 laskentatapauksen pisteet ovat sumuvirtauksen alueella, tosin Mandhane *et al.* kartta ei erottele sumuvirtausta ja annulaarivirtausta toisistaan. Painehäviön aiheuttama kaasunosuuden kasvu näkyy kyllä hyvin kummastakin kartasta, mutta virtaustyyppiin se ei vielä vaikuta.

Kohdan 9.1 laskentatapauksen pisteet sen sijaan kuvautuvat karttoihin hyvin erilaisiin paikkoihin. Mandhane *et al.* kartassa pisteet ovat selvästi slug virtausalueen sisällä, kun taas Bell *et al.* kartassa ne eivät ole lähelläkään tätä virtausaluetta. Bell *et al.* kartassa on kyseessä tilanne, jossa virtausalueen määrittäminen kartan perusteella on käytännössä mahdotonta, koska pisteet sijoittuvat joko suoraan virtausalueiden väliselle rajalle tai aivan sen välittömään läheisyyteen. Bell *et al.* kartan pohjana olevan Bakerin kartan tunnettujen epätarkkuuksien johdosta olisi todennäköisesti järkevämpää luottaa Mandhane *et al.* virtausaluekartan tuloksiin.

10 Yhteenveto sekä jatkotutkimusehdotukset

Kirjallinen osa oli jaettu neljään erilliseen osioon, joista ensimmäisessä tarkasteltiin kaksifaasivirtauksen virtaustyyppejä sekä kulloinkin vallitsevan virtaustyyppin selvittämiseen käytettäviä työkaluja, virtausaluekarttoja. Seuraavassa osiossa käytiin läpi eroosion ja korroosion esiintymistä kaksifaasivirtauksen yhteydessä sekä näiden ilmiöiden vaikutusta putkilinjojen ja laitteiden mitoitukseen. Kolmannessa osiossa tarkasteltiin kaksifaasivirtauksen tukehtumista ilmiönä sekä erilaisia menetelmiä kriittisen nopeuden laskentaan.

Viimeisen osion teema oli kaksifaasivirtauksen painehäviö. Ensin suoritettiin dimensiotarkastelu yleisimmille käytössä oleville painehäviön laskentamodeille, jotta nähtiin onko metodien tarvitsemissa lähtötiedoissa eroa. Tämän jälkeen kirjoitettiin auki Lockahartin ja Martinellin [1949], Beggsin ja Brillin [1973] sekä H.T.F.S.:n painehäviölaskentametodit. Paikallisvastusten painehäviöiden laskentaan suositeltiin H.T.F.S.:n metodia, koska se oli tarkastelluista menetelmistä tuorein ja kattavin. Seuraavaksi käytiin läpi muutama painehäviölaskentametodeja vertaileva artikkeli. Artikkelien perusteella, tarkimpia metodeja olivat Friedelin [1979], Shannakin [2008] sekä Beggsin ja Brillin korrelaatiot. Shannakin kohdalla on tosin huomioitava, että vertailun aineisto oli sama, jonka pohjalta metodi oli kehitetty.

Soveltava osa oli jaettu kahteen osioon, joista ensimmäisessä tarkasteltiin laskentatyökalun kehitystä, sekä siinä tehtyjä ratkaisuja. Laskentatyökalun käyttöliittymästä tehtiin Excel-pohjainen, mutta varsinainen laskenta-algoritmi koodattiin C++ -ohjelmointikielellä. Laskentatyökaluun sisällytettiin Beggsin ja Brillin sekä H.T.F.S.:n painehäviölaskentamenetelmät. Paikallisvastusten laskenta toteutettiin pääasiassa H.T.F.S.:n menetelmien pohjalta, mutta joitain yksifaasivirtausten paikallisvastuskertoimia jouduttiin määrittämään Darbyn [2001] kolmen vakion menetelmällä, jotta saatiin laskentapohjaan sisällytettyä kaikki tärkeimmät paikallisvastukset.

Soveltavan osan toisessa osiossa tarkasteltiin laskentatyökalun toimintaa. Ensimmäisessä kohdassa laskettiin erään prosessiteollisuuden yksikön putkiston painehäviötä ja verrattiin sitä yksiköstä saatuihin mittaustuloksiin. Kahdelle laskentavälille sekä näiden yhdistelmälle määritetyt painehäviöt olivat H.T.F.S.:n menetelmällä noin 40 % sekä Beggsin ja Brillin menetelmällä noin 60 % suurempia

kuin mitatut painehäviöt. Menetelmien välinen ero johtui pitkälti kitkahäviöstä, jotka Beggsin ja Brillin menetelmä arvioi jopa 30 % H.T.F.S.:n vastaavaa suuremmaksi.

Toisessa laskentatapauksessa määritettiin painehäviötä kolonnin syöttöputkelle niin, että paine kolonnin syöttöpohjassa tiedettiin ja paine laskettiin takaperin aina lämpötila-anturille saakka. Lämpötila-anturilta saatua paine-lämpötila-paria verrattiin lämpötila-anturilta saatuun lämpötilan arvoon. Beggsin ja Brillin menetelmällä saatu lämpötila oli noin 30 % ja H.T.F.S.:n menetelmällä saatu noin 37 % pienempi kuin määritetty arvo. Tässäkin tapauksessa suurempi painehäviö saatiin siis Beggsin ja Brillin menetelmällä. Vaikka kummankin suoritettujen laskentatapauksen tuloksissa oli epätarkkuutta, on tärkeää muistaa, että laskentatapauksia olisi oltava huomattavasti enemmän, jotta mallien absoluuttisesta tarkkuudesta voitaisiin vetää kunnollisia johtopäätöksiä.

Mikäli kaksifaasivirtauksen painehäviölaskennan tarkkuutta halutaan parantaa, eniten kehitettävää löytyy todennäköisesti paikallisvastusten painehäviölaskennasta. On mielenkiintoista huomata miten vähän paikallisvastusten aiheuttamia painehäviöitä on tutkittu, vaikka ne esimerkiksi tämän diplomityön laskentatapauksissa muodostivat 30–50 % putkistojen kokonaispainehäviöistä. Resurssit kannattaisi kohdentaa sellaisten paikallisvastusten tutkimukseen, joita on joko kappalemääräisesti paljon tai joiden yksikkökohtainen painehäviö on suuri. Hyvä esimerkki ensin mainitusta ovat 45° ja 90° mutkat, joiden aiheuttaman painehäviön määräytyminen osoittautui tässä diplomityössä hyvin ristiriitaiseksi.

Viitteet

AGRAVAL, A. Two Phase Flow Patterns and Flow Maps. Indo–German Winter Academy, 2010.

ALVES, G.E. Cocurrent Liquid-Gas Flow in a Pipe-Line Contactor. *Chemical Engineering Progress*, 1954, vol. 50, nro. 9. s. 449–456.

AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE. Recommended Practice for Design and Installation of Offshore Production Platform Piping Systems. API Recommended Practice 14E, Viides painos. 1991.

Anon. Critical Flow. <http://www.thermopedia.com/content/267/>, 18.11.2014.

Anon. Critical Velocity. *FRNC5PC Design Report*.

ATKINSON, K.E. *An Introduction to Numerical Analysis*, Toinen painos, John Wiley and Sons, 1989.

BAI, Y., BAI, Q. *Subsea Engineering Handbook*. Gulf Professional Publishing, 2012.

BAKER, O. Design of Pipelines for the Simultaneous Flow of Oil and Gas, 1953.

BEGGS, D.H., BRILL, J.P. A Study of Two-Phase Flow in Inclined Pipes. *Journal of Petroleum Technology*, 1973, vol. 25, nro. 5. s. 607–617.

BELL, K.J., TABOREK, J., FENOGLIO, F. Interpretation of Horizontal In-Tube Condensation Heat Transfer Correlations with a Two-Phase Flow Regime Map. *Chemical Engineering Progress Symposium Series*, 1970, vol. 66, nro. 102. s. 150–163.

BERGLES, A.E., COLLIER, J.G., DELHAYE, J.M., HEWITT, G.F., MAYINGER, F. *Two-Phase Flow and Heat Transfer in the Power and Process Industries*, Hemisphere Publishing Corporation, 1981.

BRATLAND, O. *Pipe Flow 2: Multi-Phase Flow Assurance*, 2010.

BEHNIA, M. Most Accurate Two-Phase Pressure-Drop Correlation Identified. *Oil & Gas Journal*, 1991, s. 90–95.

BRENNEN, C.E. *Fundamentals of Multiphase Flow*. Cambridge University Press, 2005.

CHENG, L., RIBATSKI, G., THOME, J.R. Two-Phase Flow Patterns and Flow-Pattern Maps: Fundamentals and Applications. *Applied Mechanics Reviews*, 2008, vol. 61, nro. 1–6. s. 050802-1–050802-28.

CHISHOLM, D. Pressure Gradients due to Friction During the Flow of Evaporating Two-Phase Mixtures in Smooth Tubes and Channels. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 1973, vol. 16, nro. 2. 347–358.

CLAXTON, K.T., COLLIER, J.G., WARD, J.A. Correlations for Two Phase Pressure Drop and Void Fraction in Tubes. *Heat Transfer and Fluid Flow Service Design Report No. 28* (ensimmäinen versio), 1972.

CODDINGTON, P., MACIAN, R. A Study of the Performance of Void Fraction Correlations Used in the Context of Drift-Flux Two-Phase Flow Models. *Nuclear Engineering and Design*, 2002, vol. 215, nro. 3. s. 199–216.

DARBY, R. Correlate Pressure Drop Through Fittings. *Chemical Engineering*, 2001, s. 127–130.

DEFFENBAUGH, D.M., BUCKINGHAM, J.C. A Study of Erosional/Corrosional Velocity Criterion for Sizing Multi-Phase Flow Lines. Phase I Final Report. Southwest Research Institute, 1989.

FAIR, J.R. What You Need to Design Thermosiphon Reboilers. *Petroleum Refiner*, 1960, vol. 39, nro. 2. s. 105–123.

FRIEDEL, L. Improved Friction Pressure Drop Correlations for Horizontal and Vertical Two-Phase Flow, 1979

GHIASIAAN, M. S. *Two-Phase Flow, Boiling, and Condensation in Conventional and Miniature Systems*. Cambridge University Press, 2008.

GOUDAR, C.T., SONNAD, J.R. Comparison of the Iterative Approximations of the Colebrook-White Equation. *Hydrocarbon Processing*, 2008, s. 79–83.

GRÖNNERUD, R. Investigation of Liquid Hold-Up, Flow-Resistance and Heat Transfer in Circulation Type Evaporators. Part IV: Two-Phase Flow Resistance in Boiling Refrigerants. International Institute of Refrigeration, Paris, 1972.

GUO, B., SONG, S., CHACKO, J., GHALAMBOR, A. *Offshore Pipelines*. Gulf Professional Publishing, 2005.

HEIKKILÄ, T. Effect of Viscosity on Gas-Liquid Flow Calculation in a Dynamic Process Simulator, Aalto-yliopisto, Diplomityö, 2014.

HEWITT, G.F., ROBERTS, D. Studies of Two-Phase Flow Patterns by Simultaneous X-Ray and Flash Photography, United Kingdom Atomic Energy Authority, 1969

KOHOUTEK, J., ZACHOVAL, J., ODSTRCIL, M., STEHLIK, P. Solving Practical Industrial Problems in Two-Phase Multicomponent Mixture Flow—Critical Velocity. *Heat Transfer Engineering*, 2001, vol. 22, nro. 1. s. 32–40.

LOCKHART, R., MARTINELLI, R. Proposed Correlation of Data for Isothermal Two-Phase, Two-Component Flow in Pipes. *Chemical Engineering Progress*, 1949, vol. 45, nro. 1. s. 39–48.

LYONS, W.C., GUO, B., GRAHAM, R.L., HAWLEY, G.D. *Air and Gas Drilling Manual - Applications for Oil and Gas Recovery Wells and Geothermal Fluids Recovery Wells*, Gulf Professional Publishing, 2009.

MANDHANE, J., GREGORY, G., AZIZ, K. A Flow Pattern Map for Gas-liquid Flow in Horizontal Pipes. *International Journal of Multiphase Flow*, 1971, vol.1, nro. 4. s. 537–553.

MATSUBARA, H., NAITO, K. Effect of Liquid Viscosity on Flow Patterns of Gas-liquid Two-Phase-Flow in a Horizontal Pipe. *International Journal of Multiphase Flow*, 2011, vol. 37, nro. 10. s. 1277–1281.

MCKETTA, J.J. *Piping Design Handbook*. CRC Press, 1992.

MOODY, F.J. Maximum Flow Rate of a Single Component, Two-Phase Mixture. *Journal of Heat Transfer*, 1965, vol. 87, nro. 1. s. 134–141.

MORRIS, S.D. Accelerational Pressure Gradient in Two-Phase Flow and Implications for Friction Correlation, *Heat Transfer and Fluid Flow Service Research Report No. 492*, 1983.

MÜLLER-STEINHAGEN, H., HECK, K.A. Simple Friction Pressure Drop Correlation for Two-Phase Flow in Pipes. *Chemical Engineering and Processing: Process Intensification*, 1986, vol. 20, nro. 6. s. 297–308.

OSHINOWO, T., CHARLES, M.E. Vertical Two-Phase Flow. Part I. Flow Pattern Correlations. *The Canadian Journal of Chemical Engineering*, 1974, vol. 52, nro. 1. s. 25–35.

PERRY, R.H., GREEN, D.W. *Perry's Chemical Engineers' Handbook*, Seitsemäs painos, McGraw-Hill, 1997.

QUIBÉN, J. M. Experimental and Analytical Study of Two-Phase Pressure Drops During Evaporation in Horizontal Tubes. Swiss Federal Institute of Technology, 2005.

QUIBÉN, J. M., THOME, J.R. Flow Pattern Based Two-Phase Frictional Pressure Drop Model for Horizontal Tubes, Part II: New Phenomenological Model. *International Journal of Heat and Fluid Flow*, 2007, vol. 28, nro. 5. s. 1060–1072.

ROUHANI, S.Z., SOHAL, M.S. Two-Phase Flow Patterns: A Review of Research Results. *Progress in Nuclear Energy*, 1983, vol. 11, nro. 3. s.219–259.

SHANNAK, B.A. Frictional Pressure Drop of Gas Liquid Two-Phase Flow in Pipes. *Nuclear Engineering and Design*, 2008, vol. 238, nro. 12. s. 3277-3284.

SHEIR, L.L., JARMAN, R.A., BURSTEIN, G.T. *Corrosion*. Butterworth-Heinemann, 1994.

STARKMAN, E.S., SCHROCK, V.E., NEUSEN, K.F., MANEELY, D.J. Expansion of a Very Low Quality Two-Phase Fluid Through a Convergent-Divergent Nozzle. *Journal of Basic Engineering*, 1962, vol. 86, nro. 2. s. 247–254.

STROUSTRUP, B. C++ Programming Language. <http://www.stroustrup.com/>, 10.4.2015.

SVEDEMAN, S.J. A Study of Erosional/Corrosional Velocity Criterion for Sizing Multi-Phase Flow Lines. Phase II Final Report. Southwest Research Institute, 1990.

SVEDEMAN, S.J. A Study of Erosional/Corrosional Velocity Criterion for Sizing Multi-Phase Flow Lines. Phase II Experimental Results. Southwest Research Institute, 1993.

SVEDEMAN, S.J. Erosional/Corrosional for Multi-Phase Flow Lines. Final Report. Southwest Research Institute, 1995.

THOME, J.R. *Engineering Data Book III*. Wolverine Tube INC, 2004.

TRIBBE, C., MÜLLER-STEINHAGEN, H.M. An Evaluation of the Performance of Phenomenological Models for Predicting Pressure Gradient During Gas-Liquid Flow in Horizontal Pipelines. *International Journal of Multiphase Flow*, 1998, vol. 26, nro. 6. s. 1019–1036.

TAITEL, Y., BORNEA, D., DUKLER, A.E. Modelling Flow Pattern Transitions for Steady Upward Gas-Liquid Flow in Vertical Tubes. *AIChE Journal*, 1976, vol 26, nro. 3. s. 345–354.

TAITEL, Y., DUKLER, A.E. A Model for Predicting Flow Regime Transitions in Horizontal and Near Horizontal Gas-Liquid Flow. *AIChE Journal*, 1980, vol 22, nro. 1. s. 47–55.

WALLIS, G.B. Critical Two-Phase Flow. *International Journal of Multiphase Flow*, 1980, vol. 6, nro. 1–2. s. 97–112.

WARD, J.A., WHALLEY, P.B. Two Phase Pressure Drop Design Report. *Heat Transfer and Fluid Flow Service Design Report No. 28* (toinen versio), vol. 1 ja vol. 2, 1981.

WOLDESEMAYAT, M.A., GHAJAR, A.J. Comparison of Void Fraction Correlation for Different Flow Patterns in Horizontal and Upward Inclined Pipes. *International Journal of Multiphase Flow*, 2007, vol. 33, nro. 4. s. 347–370.

Liite 1: Kiinteitä partikkeleita sisältävän virtauksen eroosionopeuden raja-arvon laskennan parametri K_s

Putken osa	säteen suhde halkaisijaan	materiaali (ASTM)	K_s		
			kuiva kaasu	sumuvirtaus	nestevirtaus
käyrä	1,5	216-WBC	0,95	0,84	44,51
		A234-WBC	1,49	1,34	
käyrä	2,0	216-WBC	1,00	0,91	44,51
		A234-WBC	1,58	1,46	
käyrä	2,5	216-WBC	1,08	1,00	44,51
		A234-WBC	1,69	1,6	
käyrä	3,0	216-WBC	1,15	1,10	37,62
		A234-WBC		1,73	
käyrä	3,5	216-WBC	1,28	1,23	16,14
		A234-WBC	1,95	1,9	
käyrä	4,0	216-WBC	1,48	1,41	14,07
		A234-WBC	2,1	2,01	
käyrä	4,5	216-WBC	1,68	1,6	14,07
		A234-WBC	2,23	2,12	
käyrä	5,0	216-WBC	1,99	1,9	14,07
		A234-WBC	2,38	2,28	
t-kappale	-	216-WBC	8,73	5,56	20,75
t-kappale		A234-WBC	12,85	7,04	14,07

Liite 2: Kappaleen 9.2 laskentatapauksen aineominaisuudet

Pres (kPa)	Lämpötila (°C)	x	ρ_L kg/m ³	ρ_G kg/m ³	μ_L mPas	μ_G mPas	σ mN/m
330,0	327,9	0,539	609,5	11,14	0,210	0,011	9,51
318,9	327,4	0,546	611,0	10,79	0,212	0,011	9,58
307,7	326,8	0,553	612,5	10,44	0,215	0,011	9,65
296,6	326,3	0,561	614,1	10,09	0,217	0,011	9,73
285,5	325,7	0,569	615,6	9,74	0,220	0,011	9,81
274,3	325,1	0,577	617,2	9,39	0,223	0,011	9,88
263,2	324,4	0,585	618,9	9,04	0,226	0,010	9,96
252,0	323,8	0,593	620,5	8,68	0,229	0,010	10,03
240,9	323,1	0,602	622,2	8,33	0,232	0,010	10,11
229,8	322,4	0,611	624,0	7,97	0,236	0,010	10,19
218,6	321,7	0,620	625,8	7,62	0,239	0,010	10,28
207,5	320,9	0,630	627,6	7,26	0,243	0,010	10,37