

*Finite Element Analyse af
pulverkompakteringsproces for
ikke-bondede permanente
neodymbaserede magneter*

KANDIDATSPECIALE
VIRKSOMHEDSTEKNOLOGI, AALBORG UNIVERSITET

Iver Ørksted Eriksen
Studienr.: 2006 - 1982

Kandidatspeciale:

“Finite Element Analyse af pulverkompakteringsproces for ikke - bondede permanente neodymbaserede magneter”

Projektperiode:

05.05.2011 – 11.10.2011

Udarbejdet af:

Iver Ørksted Eriksen

Mail: iver.eriksen@gmail.com

Telefon: +45 2065 5859

Studienummer.: 2006-1982

Vejledere:

Joachim Danckert,
Professor, M.Sc., Ph.D., Dr. Techn.

Benny Ørtoft Endelt,
Lektor, M.Sc., Ph.D.

Oplagstal: 8

Sidetal: 80 + appendiks

Afsluttet: 11.10.2011

Synopsis:

Rapporten tager udgangspunkt i en Finite Element Analyse af en pulverkompakteringsproces for ikke-bondede permanente magneter, med det formål at finde en optimeret værktøjsgeometri. Ved at fjerne denne binder, vil der skulle proceskræfter til på op imod 1200 MPa, for at konsolidere grønemnet. Disse høje proceskræfter sammenholdt med en u hensigtsmæssig udformning af værktøjerne, medfører et atypisk abbrassivt slid af stemplerne, hvilket drastisk reducerer levetiden. Projektet sigter mod at give en analytisk, numerisk og eksperimentel beskrivelse af processen samt de effekter der optræder i denne. Den numeriske analyse udføres med LS-Dyna. Til beskrivelse af pulveregenskaberne under kompaktering, anvendes en to fladet “geologisk cap-model”. Inputværdierne hertil formuleres som et inverst problem og forsøges bestemt ved Finite Difference. Instabiliteter i materialerutinen gjorde dog en optimering umulig. Ved at kombinere teorien med et parameterstudie, var det mulig at bestemme inputværdierne for cap-modellen, der gav god overensstemmelse med kraftresponset fra processen. Ydermere valideres modellen via densitetsplot for den volumetriske plastiske tøjning. Herudfra blev en stempelgeometri fundet og en langtidstest på denne gav gode resultater. På baggrund af projektet, anbefales det ydermere at skifte stempelmateriale til carbidstål og forkorte styrestykket af stemplet.

Forord

Denne rapport er udarbejdet som kandidatspeciale på studieretningen "Virksomhedsteknologi" ved Aalborg Universitet.

Projektet er dokumenteret ved en hovedrapport, appendiks samt en bilags-CD. Hovedrapporten kan læses selvstændigt, men underbygges af appendiks og litteraturhenvisninger og data på CDen.

Kildehenvisninger er opsat efter Chicago-metoden, hvilket i teksten er angivet som [x,år], hvor "x" er forfatterens efternavn og "år" er udgivelsesåret. Hvis der refereres til en forfatter, der har udgivet flere materialer samme år, angives det først anvendte materiale med et "a" efter årstallet. Materialer derefter angives b,c,d... alt efter rækkefølgen for dets optræden i rapporten.

I referencelisten er kilder generelt angivet på følgende måde:

Efternavn, fornavn. år. Titel. Forlag/URL.

Figurer, formler og tabeller er nummereret fortløbende, med kapitelnummer og herefter figurens nummer, eksempelvis "Figur 4.1". Appendiks angives på samme måde, blot med bogstaver som kapitelangivelse.

Bagerst i rapporten er der vedlagt en bilags-CD, indeholdende

- Inputfiler for simuleringer
- Litteratur
- Rapporten som PDF-fil
- Billeder anvendt i rapporten

Indhold

Nomenklatur	ix
1 Indledning	1
1.1 RedWolf Small Highend magneten	2
2 Pulverkompaktering	7
2.1 Uniaksial pulverkompaktering	7
2.2 Kompakteringsoperationen	9
2.3 Processen på Sintex	10
3 Modellering af processen	13
3.1 Kompakteringsmodeller	13
3.2 Fænomenologisk kompakteringsmodel	15
3.3 Cap-modellen	15
3.4 Bestemmelse af konstitutive parametre	19
4 FEM-modellen	25
4.1 Opbygning af modellen	25
4.2 Materialemodeller til kompaktering	33
4.3 *MAT_GEOLOGICAL_CAP_MODEL	34
5 Indledende forsøg	41
5.1 Deformation af værktøj	42
5.2 Forsøgsbeskrivelse	44

6	Parameterstudie	45
6.1	Referencekurven	46
6.2	Bulk- og G-modul	47
6.3	R	48
6.4	D	49
6.5	W og X_0	49
6.6	Delkonklusion	50
7	Least Square Optimization	53
7.1	Den inverse optimering	54
7.2	Robusthed	55
7.3	Resultater	56
8	Validering af modellen	59
8.1	Densitetsfordeling	59
9	Værktøjsoptimering	67
9.1	Forsøg med optimeret værktøjsgeometri	70
10	Diskussion	73
10.1	Værktøjsdeformation	73
10.2	FE-modellen	76
11	Konklusion	79
	Referencer	81
A	Permanente magneter	85
A.1	Moderne magnetmaterialer	85
A.2	Neodym magneter	86
A.3	Fremstilling af neodym magneter	87
A.4	Magnetiske egenskaber	87

B	Mekanikken	89
C	Matricen samlet	95
D	Processkitse	97
E	Stempel	99
F	Konisk stempel	101
G	Profilslebent stempel	103
H	RedWolf Small HighEnd	105
I	Finite Elemente Method	107
I.1	Begrenzungen numerischer Methoden	107
I.2	Aufbau einer FEM Analyse	108
I.3	FEM-Software LS-Dyna	115
J	LS-DYNA inputdeck	121
K	ObjectFunction	127
L	Isopti.in	131

Nomenklatur

Romerske symboler

Symbol	Enhed	Beskrivelse
C	-	Elastisk konstitutiv tensor.
D	MPa	Hærdeeksponent.
d	mm	Diameter.
E	GPa	Elasticitetsmodul.
F	N	Kraft.
G	GPa	Forskydningsmodul.
HRC	-	Hårdhed Rockwell C.
K	GPa	Bulk-modul.
L	mm	Længde.
p	MPa	Hydrostatisk Spænding.
	MPa	Tryk.
q	MPa	von Mises-spænding.
R	-	Ellipticitetsparameter.
r	mm	Radius.
T	MPa	Cut-off i træk.
V	mm ³	Volumen.
W	-	Hærdekoeficient.
X_0	MPa	Hærdeeksponent.

Græske Symboler

Symbol	Enhed	Beskrivelse
α	MPa	Spænding.
β	MPa ⁻¹	Kohæsionsvinkel.
γ	MPa	Spænding.
δ	-	Inkrement.
ε	-	Tøjning.
θ	-	Brudfladekoefficient.
κ	-	Hærdeparameter.
ν	-	Poissons-forhold.
ρ	$\frac{g}{cm^3}$	Densitet.
σ	MPa	Spænding.

KAPITEL 1

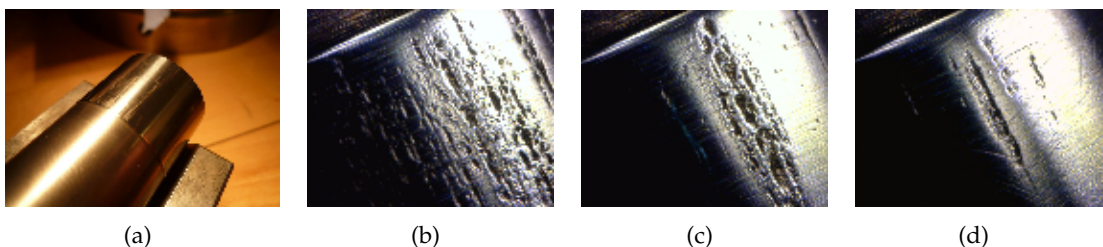
Indledning

Plastbundne neodymbaserede magneter er en af Sintex A/S kernekompetencer. I processen bag de plastbundne NdFeB magneter blandes magnetpulver - bestående af den sjældne jordart neodym, jern og bor - med en binder af epoxy, hvorefter det kompakteres til den ønskede geometri. Magneterne varmebehandles hvorved de hærdes. Hernæst magnetiseres de.

Når fremtidens EU-krav med hensyn til miljø skal tilfredsstilles, vil det være af stor fordel, at kunne presse disse magneter uden binder. Dette ville medføre en større andel af magnetpulver og dermed højere magnetiske egenskaber samt en reducere af miljøbelastning, i og med at epoxyen udelades. Ved at udelade binderen vil omkostningerne på materialesiden ligeledes kunne sænkes.

Nyeste viden indenfor området viser, at det vil kunne lade sig gøre helt at fjerne binderen, hvis presstrykket øges til cirka 1200 MPa, for stadig at kunne konsolidere pulveret til et grønemne.

Allerede efter få producerede emner, opstår der dog belægninger/rivninger i en rand rundt på overstemplet, og levetiden på værktøjerne er således drastisk reduceret. Sliddet svarer til stemplets position i matricen. Figur 1.1 ses værktøjet fra de indledende forsøg, hvor der er tydelige spor af abbrasivt slid på siden af stemplet.



Figur 1.1: Indledende forsøg med cylindrisk stempelgeometri efter 10.000 emner. (a) Overstempel med indikationer af slid på siden. (b) - (c) Let forstørrelse af stempelside med tydelig abbrasivt slid.

Denne form for slid er atypisk for pulverpresning, da der som regel ikke opstår slid på siden af stemplet. Typisk vil sliddet optræde i kontaktfladen mellem stempel og

pulver. Årsagen til dette atypiske slid formodes at være en elastisk deformation af stemplet grundet det relativt høje tryk, der er nødvendig for at kunne konsolidere pulveret, hvis binderen udelades, som gør, at stemplet under presningen er i kontakt med matricen.

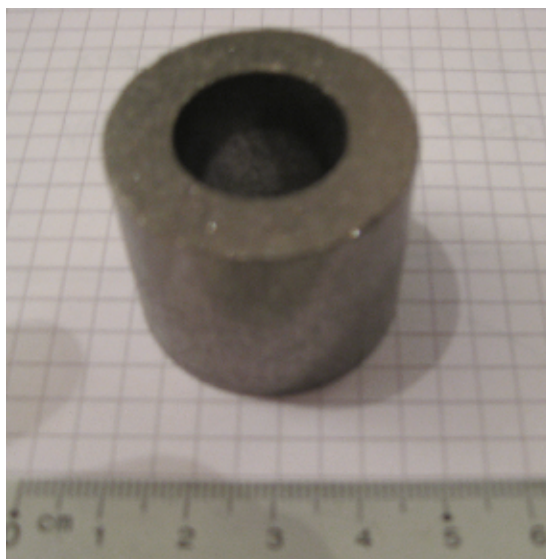
For at få indsigt i processen ønskes denne analyseret numerisk, med det formål, at finde frem til en fornuftig værktøjsgeometri samt eventuelle procesgrænser, så processen kan stabiliseres og værktøjssliddet minimeres.

Projektet bliver realiseret igennem:

- Litteraturstudie, blandt andet indeholdende
 - Pulverkompaktering
 - FEM til analyse af pulverkompaktering
 - Numeriske modeller for pulverkompaktering
- Opbygning af en 2D FEM-model af den pulverpressede magnet, herunder
 - Kontrol af robusthed
 - Validering og verificering af modellen ved sammenligning af simuleringresultater med eksperimentelle og analytiske observationer
- Vurdering og diskussion af simuleringresultaterne
- Design af optimeret stempelgeometri
- Forsøg med optimeret værktøjsgeometri
- Evaluering af resultater

1.1 RedWolf Small Highend magneten

Den kompakteringsproces, som i projektet ønskes undersøgt, er processen for RedWolf Small Highend emner på Sintex. Dette afsnit tilstræber at give en dybere forståelse for problemstillingen.



Figur 1.2: Billede af RedWols Small HighEnd Grønemnet.

Om projektet skriver Sintex følgende:

“På baggrund af resultaterne fra en storskala test der er gennemført i IP-projektet, er det besluttet at igangsætte et værktøjsoptimeringsprojekt i relation til presning af IP-magneter. Ved forsøgene er der set tydelige tegn på reduceret levetid af værktøjsstemplerne efter cirka 20.000 emner. Dette kunne ses ved at karbiderne tydeligt var begyndt at udflyde. 20.000 emner er klart under det forventede levetidskrav for værktøjerne, fokus er derfor øget på denne del af projektet. Målet for levetiden er at der skal kunne presses 100.000 emner med de eksisterende værktøjslegeringer, før en reovering er nødvendig. Levetiden skal være reproducérbar, for at sikre en fornuftig overlevering til produktionen efterfølgende. Skades- og slidmekanismerne skal være kendte og dokumenterede.”

RedWolf Small magneten er en rotormagnet, som anvendes i Grundfos' RedWolf pumper. Indledningsvist blev magneterne produceret ved klassisk pulvermetallurgi, hvor der var en epoxybinder iblandet magnetpulveret. Epoxyen udgjorde 1,4 vægtprocent eller cirka 10 volumenprocent. Magneterne blev kompakteret til grønemner og efterfølgende varmebehandlet, som derved sintrede magneten. Se endvidere appendiks A på side 85, for en mere dybdegående beskrivelse af fremstillingsteknikker for permanente magneter samt magnetiske egenskaber.

Da epoxy først og fremmest er sundhedskadelig og på EU's liste over kræftfremkaldende stoffer, ønskede Sintex at fjerne denne. Ved at fjerne bindermaterialet, vil der ydermere være et større magnetiseringspotentiale af magneterne, grundet større andel af magnetpulver, og magneterne og dermed også pumpemotorerne, vil således kunne



Figur 1.3: IP-magneter forsejlet i svøb, med monteret aksel.

designes mindre, men med samme effekt. Desuden vil der blive sparet et procestrin, da epoxyen iblandes manuelt. Projektet for de ikke-bondede magnetrotorer er blevet benævnt IP.

IP-Emnet kompakteres i en kold uniaksial kompakteringsproces, fra en fyldhøjde på 64,6 mm til en sluthøjde på 30 mm. Efter kompakteringen placeres emnet i et svøb af rustfrit stål, og der monteres en aksel. Magneten stukkes nu til en sluthøjde på 28 mm, svøbet forsejles og svejdes, så svøbet beskytter magneten mod aggressive medier, som pumpen kan være udsat for.

I appendiks H på side 105 ses en arbejdstegning for RedWolf Small HighEnd-magneten, for henholdsvis grønemmet og det færdigt stukkede emne.

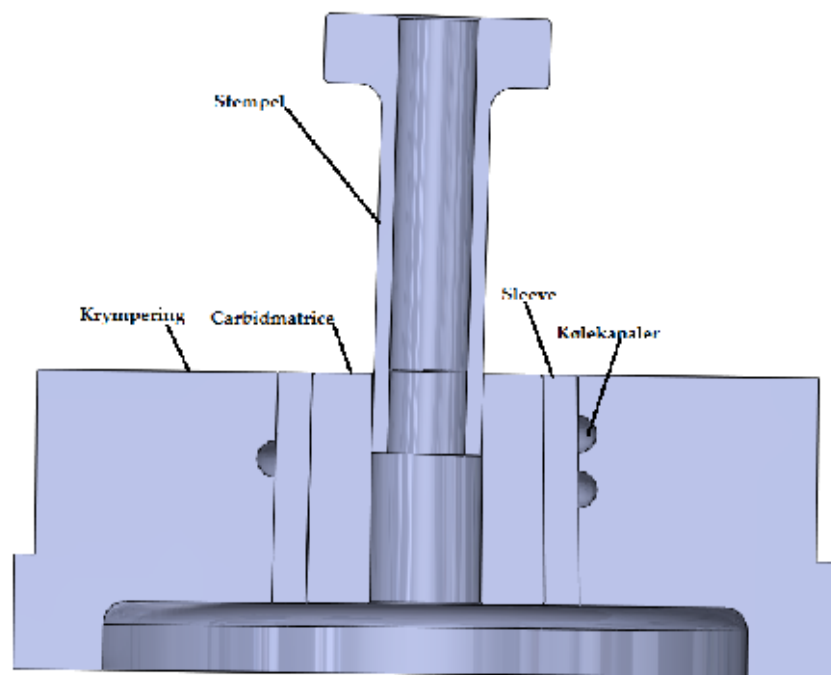
En beskrivelse af de mest relevante materialekarakteristika for pulver og værktøjer er givet ved tabel 1.1.

-	Materiale	Densitet ($\frac{g}{cm^3}$)	E-modul (GPa)	Hårdhed (HRC)	Poisson-ratio (ν)
Pulver	MQP-13-9-20063-070	7,48	-	63	-
Stempel	CPM REX 76	7,83	214	68	0,3
Matrice	DIJET D1 HM	15,0	640	-	0,22
Kerne	M32-003-Vanadis 10	7,83	214	-	0,3
Sleeve	Unimax	7,83	210	-	0,3
Krympering	Unimax	7,83	210	-	0,3

Tabel 1.1: Beskrivelse af karakteristiske egenskaber af IP-magnetpulveret og værktøjerne til fremstilling af RedWolf Small Highend IP-magneter.

Udover ovenstående, er pulveret karakteriseret ved at bestå af særdeles ikke-sfæriske flager, med en tykkelse på 10 - 30 μ og en diameter på 80 - 120 μ . Figur 1.5 på modstående side viser et billede af IP-pulveret, taget med SEM.

Figur 1.4 på næste side viser et tværsnit af værktøjet. En arbejdstegning med mål kan findes i appendiks C på side 96.



Figur 1.4: Tværsnit af værktøjet til IP-pulverkompaktering.



Figur 1.5: SEM-billede af IP-pulveret.

For at kunne leve op til målene omkring levetid af værktøjer, må værktøjsgeometrierne designes på en sådan måde, at slid begrænses.

Kravene til værktøjerne kan derfor defineres som følgende:

Fin pasning - Mellem stempel og matrice skal der være en fin pasning, så slidmekanismer, som følge af indeklemt pulvermateriale, begrænses.

Ingen klemning - For at forhindre abbrasivt slid eller varmepåvirkning af stempel og matrice, må der på intet tidspunkt under processen være kontakt mellem stempel og matrice.

Pulverkompaktering

Kompaktering af pulvere er en proces, hvorved pulver fyldes i en form, for derefter at blive komprimeret og konsolideret af stive stempler, hvorefter det stødes ud af formen som et grønt emne. Pulversammensætningen og valget af procesparametre bestemmer udformningen af mikrostrukturen og de materielle egenskaber i det færdigt kompakterede emne.

Pulverkompakteringens hovedfunktioner er at:

- konsolidere pulveret i den ønskede form.
- sikre så stor en overensstemmelse med den endelige dimension som muligt, med hensyntagen til dimensionelle ændringer, som følge af en eventuel efterfølgende sintring.
- sikre den ønskede type og størrelse af porositet.
- give tilstrækkelig mekanisk styrke til efterfølgende håndtering.

Der findes flere tilgangsvinkler for at opnå dette. Generelt kan processen kategoriseres som kontinuerlige/diskontinuerlige, højt/lavt tryk, høj/lav kompakteringshastighed, rum-/forhøjet temperatur og uniaksial/hydrostatisk tryk.

Som beskrevet i afsnit A på side 85, vil det være u hensigtsmæssigt at processere neodymbaserede magneter ved højere temperaturer end 120°C da det hos Sintex ikke er muligt at kompaktere magneterne ved isostatisk eller hydrostatisk tryk, vil udelukkende kold uniaksial pulverkompaktering blive beskrevet.

2.1 Uniaksial pulverkompaktering

Uniaksial pulverkompaktering er en udbredt fremstillingsmetode til konsolidering af pulvermateriale og den bliver anset som en konventionel proces. Processen består af stive værktøjer, herunder stempel, understempel og matrice, samt hydrauliske, servo-elektriske eller mekaniske presser. Densiteter på op imod 95% af den fulde densitet

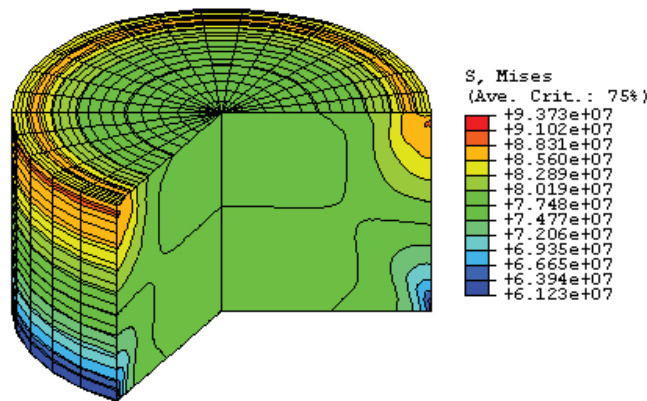
2.1 Uniaksial pulverkompaktering

kan under kompakteringen opnås. Taktiden varierer alt efter stemplets vandring og hvilken presse der anvendes, fra blot et par sekunder for små emner, til halve minutter.

Pulver reagerer ikke på kompaktering på samme måde som eksempelvis fluider og de færdige emner kan ikke antages at have samme densitet igennem emnet. Intern friktion i pulvrematerialet, samt friktion mellem henholdsvis pulver og de omkringliggende værktøjer forhindrer lokalt, at pressetrykket bliver transmitteret. En relativ høj ensartethed i det grønne emne kan dog opnås, afhængigt af:

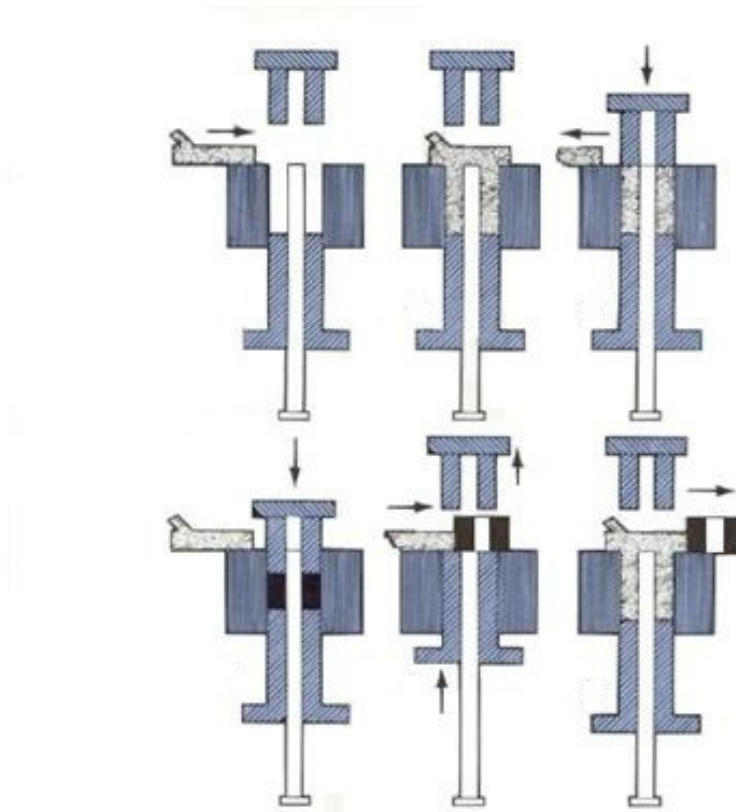
- hvilken kompakteringsproces samt kompakteringsstrategi der anvendes.
- værktøjsudformningen.
- materialet der skal kompakteres samt anvendelsen af smøremiddel.

Kompakteringsstrategien refererer til bevægelsen af de individuelle dele i værktøjet og deres relative flytning i forhold til hinanden. Pulverpresning i matricer kan opdeles i to; single-action og double-action. I single-action processen er både understempel og matricen stationære og kompakteringen udføres således udelukkende af overstempelet. Friktionen mellem emnet og matricevæggen skaber en ikke-uniform trykfordeling igennem emnet, hvilket igen forårsager en uens densitetsfordeling af det færdigkompakterede grønemne. Dette vil have en højere densitet i toppen af emnet end i bunden, se figur 2.1.



Figur 2.1: Eksempel på densitetsfordeling af pulverkompakteret cylindrisk emne, med symmetriplan i bunden af emnet [Procopio, 2011].

I den sidstnævnte princip, bevæger både over- og understemplet sig mod hinanden og i visse tilfælde kan matricen også bevæges relativt i forhold til stemplerne. Konsekvensen heraf er, at der kan opnås en mere uniform densitetsfordeling - dog vil der som oftest opstå en zone i midten af emnet, hvor densiteten ikke er ligeså høj som i resten af emnet. En principskitse for en uniaksial pulverkompakteringsproces kan ses på figur 2.2 på næste side.



Figur 2.2: Skematisk illustration af den uniaksiale pulverkompakteringsproces.

2.2 Kompakteringsoperationen

Kompakteringsprocessen til fremstilling af pulvermetallurgiske komponenter, kan opdeles i fire overordnede og særskilte faser [Brewin et al., 2008, s. 7 - 21], [Khoei, 2005, s. 8 -9]:

1. **Fyldefasen** Formen fyldes med den nødvendige mængde pulvermateriale.
2. **Kompaktering** Konsolidering af pulveret til den rigtige densitet og i den ønskede geometri.
3. **Tilbagetrækning af overstemplet** Grundet det elastiske potentiale i både emnet og værktøjerne, som følge af de under presning introducerede spændinger, er der under denne tilbagetrækning, risiko for at grønemnet revner.
4. **Udstødning** Værktøjerne skal udformes på en sådan måde, at udstødningen er mulig. Det kan være problematisk at udstøde emner med en kompleks geometri, da der vil være friktion mellem grønemnet og værktøjssiderne. Derfor er det en tvingende nødvendighed at producere emner med en høj mekanisk styrke, som kan modstå de kræfter der opstår under udstødningen.

2.2.1 Fyldefasen

Der er en række aspekter af fyldefasen, som påvirker den efterfølgende udvikling af mikrostruktur for pulveret. Fyldefasen kan generelt opdeles i to dele: Pulvertransport og pulverflow i kaviteten. Pulveret bliver leveret igennem slanger til fyldskoen, som løber henover kaviteten og ved hjælp af tyngdekraften fylder formen. Dette vil uvægerligt resultere i en ikke-uniform løs pakning af pulveret. Ofte kan der være placeret mekanismer i fyldskoen, som eksempelvis roterende hjul eller lignende, for at inducere en mere homogen fyldning. Selvom disse anordninger vil kunne fremme en homogen fyldning, vil de ikke helt eliminere initierende densitetsvariationer.

2.2.2 Kompaktering

Selve kompakteringsprocessen kan opdeles i yderligere faser. I starten vil pulveret stadig være relativt løst pakket og kompakteringen sker derfor ved en omarrangering af partiklerne. Dette kaldes i det efterfølgende for 0-fase kompaktering.

Når den relative densitet stiger yderligere, effektueres dette ved plastisk deformation af partiklerne. Igennem den indledende fase af plastisk deformation, vil porerne være åbne og deformationen er begrænset til lokale indsnøringer der bliver skabt ved kontakten mellem partiklerne. Dette kaldes for 1-fase kompaktering.

Ved højere relative densiteter vil de åbne kanaler af porer blive lukkede og danne isolerede porer. Denne fase kaldes 2-fase kompaktering [Brewin et al., 2008, s. 44 - 54].

2.2.3 Tilbagetrækning af overstempel og udstødning

Under kompakteringen vil der ophobes et vist elastisk potentiale, som skyldes begrænsningen af emnet af matricen. Disse spændinger vil udløses, når grønemnet skubbes ud af matricen og der vil ske et elastisk springback, som forårsager en forvrængning af geometrien i forhold til matricegeometrien. friktionen under udstødningen vil også kunne give signifikante trækspændinger, som kan føre til at emnet går i stykker. For at forebygge opbygningen af disse trækspændinger, holdes over- og understempel ofte et vist tryk på emnet under udstødningen.

2.3 Processen på Sintex

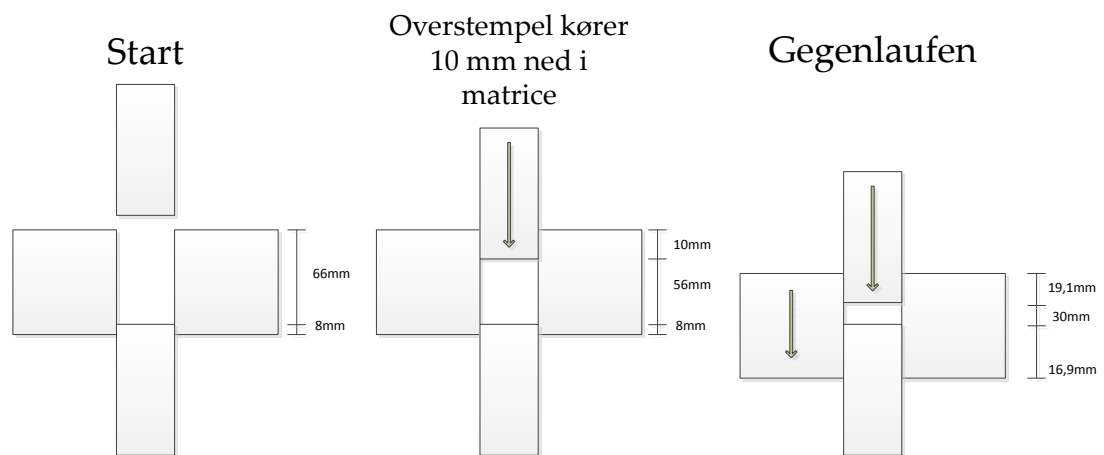
En faktor, der i særdeleshed påvirker udviklingen af mikrostrukturen i pulveremnet, er friktionen mellem pulveret og matricevæggen. Den er ligeledes en af årsagerne til at der dannes residualspændinger i emnet under kompaktering og udstødning.

Som tidligere nævnt findes processen også i en afart, hvor matricen bevæges relativt i forhold til stemplerne. Matricen kan her både være flydende, hvilket betyder, at den flyder med pulveret, som følge af friktionen mellem pulver og matricen, og flyttes efter en forudindstillet plan, som har til hensigt at styre densitetsfordelingen og ligeledes at minimere residuals্পændingerne i emnet.

Frey-pressen på Sintex, der danner rammen for de praktiske forsøg i projektet, er en vejstyret 100 tons hydraulisk presse af det tyske firma Frey. Pressen har et stationært understempel, vis position er bestemt af tykkelsen på trædepladen, som den er monteret på. For bedre at kunne styre ovennævnte densitetsfordeling, bevæges overstempet og matricen relativt i forhold til hinanden - dette kaldes for "Gegenlaufen". Matricens vandring bliver indstillet til mellem 35 og 40% relativt til overstemplets vandring. Se principskitzen af processen i appendiks D på side 97.

Det færdige grønemne har en højde på 30 mm og fyldehøjden af pulveret er cirka 2,2 gange dette, svarende til 66 mm. Stemplets vandring fra det rammer pulveret, til det opnår maksimalt tryk, er således 36 mm.

Gegenlaufen initieres, når overstempet er cirka 10 mm nede i matricen. Der refterer nu 26 mm af overstemplets vandring. Matricen begynder nu at bevæge sig ned sammen med overstempet. Hvis indstillet til 35%, vil matricens bevægelse blive 9,1 mm (35% af 26 mm). Overstemplets slutposition er således 19,1 mm under matricens overkant, se desuden figur 2.3.



Figur 2.3: Principskitse for Frey-pressens arbejdscyklus.

Modellering af processen

Når en kompakteringsproces skal modelleres, er det en nødvendighed at have kendskab til følgende inputfaktorer [Sinka, 2007, s. 4]:

Konstitutive ligninger der beskriver materialets opførsel under kompakteringen

Friktionssammenhænge i kontaktflader mellem værktøjer og pulver

Geometri af kavitet og stempel

Pressesekvensen hvordan pressecyklussen arbejder

Begyndelsesbetingelser der relaterer til pulverets begyndelsestilstand efter formfyldning

Formålet med dette afsnit er, at give et overblik over den litteratur der findes om pulverkompaktering samt formidle den nyeste viden fra forskningen på området. Her vil forskellige konstitutive modeller blive beskrevet, såvel som materialets opførsel under kompakteringen.

3.1 Kompakteringsmodeller

At kunne modellere pulverkompakteringen effektivt, afhænger af at der findes en passende elastoplastisk konstitutiv model for materialets opførsel og en robust og stabil integrationsalgoritme til den valgte materialemodel, der ligeledes kan håndtere de komplekse friktionsforhold i materialet [Zeuch et al., 1998]. I litteraturen har flere forsøgt at give et bud på dækkende konstitutive modeller til kold uniaksial pulverkompaktering. I appendiks B på side 89 findes et simplificeret eksempel på en elastoplastisk konstitutiv model.

Flere forskellige modeller er blevet præsenteret, herunder mikromekaniske modeller, klassiske elastoplastiske modeller for porøse materialer og soil-modeller for materialer, bestående af pulverkorn [Oliver et al., 1996].

De mikromekaniske modeller karakteriserer partikler efter størrelse af kornene, deres hårdhed og deres geometriske udformning, for at finde frem til de interpartikulære kræfter og deres indbyrdes kontaktbetingelser [Skrinjar and Larsson, 2004], [Fleck et al., 1992]. Muligheden for at kunne modellere pulvermaterialer som et homogent medie, er ligeledes veldokumenteret [Khoroshun and Babich, 2004], [Akbarov and Guz, 2002].

Elastoplastiske modeller for porøse materialer kan betragtes som en form for udvidelser af von Mises flydekriterie [Al-Quereshi et al., 2005], [Lewis and Khoei, 2001]. Dog er flydningen af porøse materiale mere kompleks end for solide materialer, eftersom begyndelsen af flydningen ikke bare er styret af den deviatoriske spænding, men også af hydrostatisk spænding. Disse modeller er baserede på den første invariante spændingstensor, den anden deviatoriske spændingskomponent og flydespændingen for materialet ved en bestemt densitet samt koefficienter for den relative densitet.

Soil-modellerne anvendes i vid udstrækning til modellering af geotekniske materialer samt til beskrivelse af friktionsegenskaber, i materialer som jord eller sten, er single-, dobbelt- eller multi-surface plasticitetsmodeller, baseret på en kombination af et brudkriterie (såsom Drucker-Prager model) samt en ofte elliptiske hærdeflade (Cap) [Lewis and Khoei, 2001], [Gu et al., 2001]. Disse modeller betegnes også som fænomenologiske modeller. De betragter emnet som en solid, men som giver samme respons, som pulveret. En gennemgang af tidligere undersøgelser af spændings-tøjnings tilstanden for soil-materialer såvel som for deformationsadfærden for geotekniske materialer, kan findes i [Bulat, 2004] med tilhørende referenceliste. Flere undersøgelser viser, at de fleste af de problemer, som ønskes undersøgt, kan beskrives ved disse modeller.

Modeller som Drucker-Prager og Mohr-Coulomb samt elliptiske modeller, er bredt anvendbare til modellering af mekaniske egenskaber af pulvere under kold pulverkompaktering. Ovenstående modeller er kendetegnet ved en distorsions-overflade, som kontrollerer den ultimative forskydningsstyrke af materialet, og en konsoliderings- eller Cap-flade, der beskriver materialets hærde- og densificeringsadfærd. I analysen af pulvermatallurgiske processer, er den ikke-lineære opførsel ofte tilstrækkeligt beskrevet ved en double-surface plasticitetsmodel. Ved anvendelse af Single-Cone-Cap modellen, kan en brat overgang mellem en elastisk og en elastoplastisk tilstand undgås [Khoei and Azami, 2005].

Mikromekaniske modeller kan i en vis udstrækning beskrive de mekanismer, der opstår under kompakteringen af pulvermaterialer. En forudsætning for disse modeller er dog ofte at pulveret består af sfæriske partikler af ens størrelse [He and Ekere, 1998]. Denne antagelse er ikke gældende for de fleste kommercielle pulvere, da de som oftest ikke består af hverken sfæriske eller ens partikelstørrelse, der kan være særdeles

svære at kvantificere [Brewin et al., 2008, s. 55]. Derfor baserer de fleste analyser af pulverkompakteringen på fænomenologiske, konstitutive modeller.

3.2 Fænomenologisk kompakteringsmodel

De fænomenologiske kompakteringsmodeller blev for størsteparten af modellerne, udviklet efter 1950 til beregning af geotekniske problemstillinger. De er ofte beskrevet som inkrementelle kontinuumsmodeller, karakteriseret ved et flydekriterie, en isotropisk eller en kinematisk hærdefunktion samt en flyderegel. De fleste modeller tager højde for den 1. og den 2. deviatoriske spænding, men ikke for den 3. deviatoriske spænding. Eftersom det er svært at sige noget om den tredje spændingsinvariant ved hjælp af eksperimentelle data, er denne ofte ikke inkluderet i modellerne, og pulveropførslen er derfor udelukkende modelleret i rummet mellem den første og anden spændingsinvariant. Hertil kommer, at kompakteringsresponsen er afhængig af hærdevejen, hvilket medfører udviklingen af anisotropi, der endnu ikke er medtaget i nogen af de fænomenologiske modellerne [Brewin et al., 2008, s. 56].

Det der adskiller de forskellige fænomenologiske modeller, er funktionen for flydefladen, der ofte bliver repræsenteret i $p - q$ planet, hvor p er det hydrostatiske tryk og q er von Mises referencespænding. Figur 3.1 på næste side er en afbildning af Drucker-Prager-cap modellen med en lineær flydeflade, hvorimod DiMaggio-Sandler beskriver denne flydeflade som en eksponentiel funktion¹ [Brewin et al., 2008].

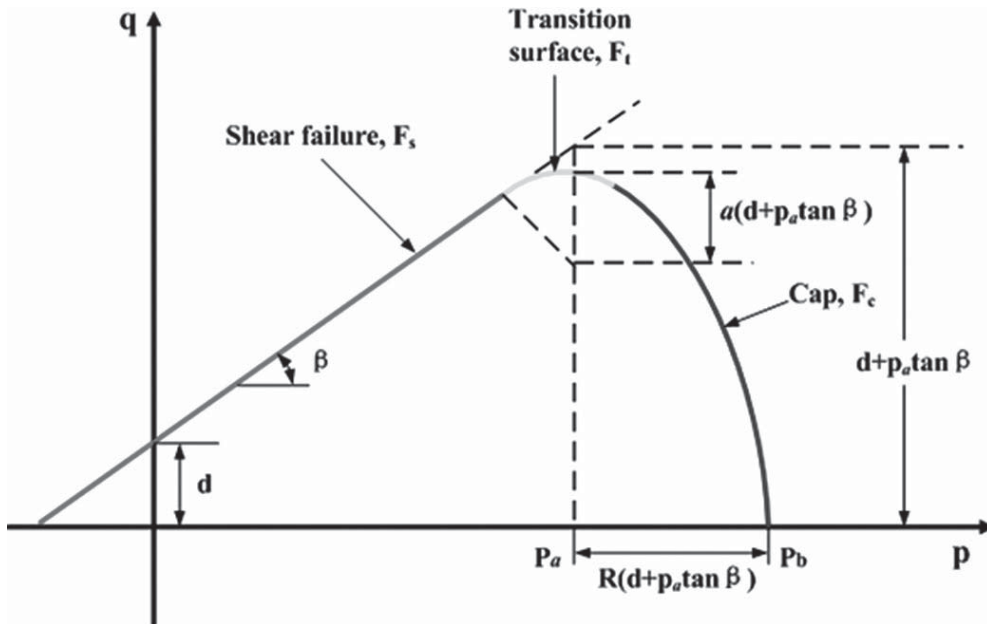
Når materialeparametre til modellerne skal bestemmes, bliver disse ofte fittet til eksperimentelle data via invers modellering. Herved vil der være en god overensstemmelse med virkeligheden, hvis udelukkende densifikationsopførslen skal findes. En simulering af udstødningen af grønet, vil dog være mere sensitiv overfor modellen grundet det faktum, at der kan forefindes lokale spændingskoncentrationer i emnet. Endvidere er det nødvendigt, at det elastiske potentiale i emnet er korrekt modelleret.

En anden faktor, som kan være vanskelig at tage højde for, er den nøjagtige placering af flydefladen for pulvermaterialer ved lave densiteter, eftersom der ikke er nogen distinkt overgang mellem det elastiske og det elasto-plastiske område.

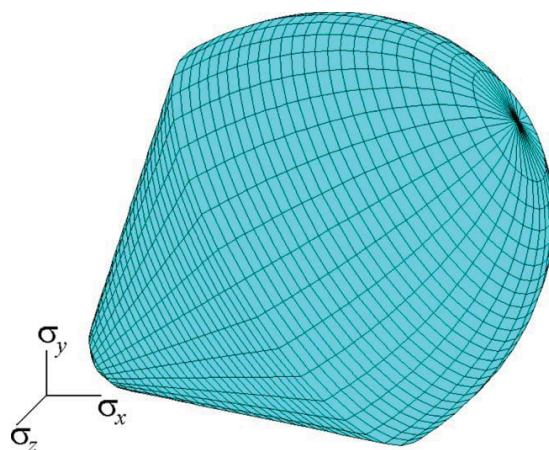
3.3 Cap-modellen

Den fænomenologiske, konstitutive model til pulverkompaktering som synes mest underbygget i litteraturen, er Cap-modellen. Derfor vælges denne også til den

¹Bemærk at hydrostatisk tryk svarer til negativ spænding, hvorfor afbildningen, 3.1 på den følgende side, bør spejles omkring q -aksen.



Figur 3.1: Flydeflade for Drucker-Prager-Cap modellen repræsenteret i 2D i $p - q$ planen [Du et al., 2010, s. 1390].

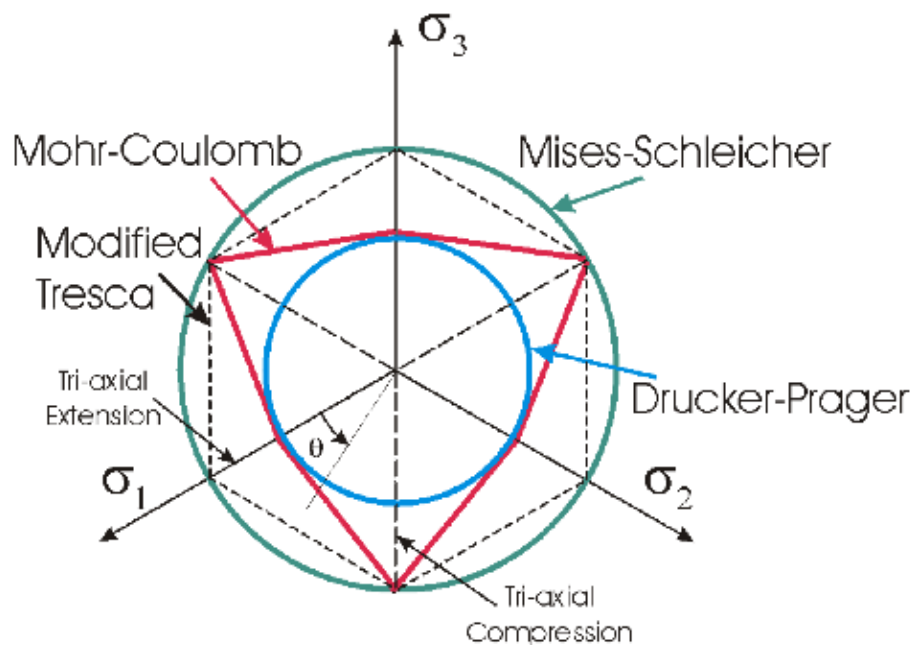


Figur 3.2: 3D-Cap plasticitetsmodel i det primære spændingsrum [Khoei and Azizi, 2005, s. 139].

numeriske analyse af projektets problemstilling.

Som tidligere nævnt, adskiller de forskellige Cap-modeller sig kun ved funktionen for flydefladen, men de har alle Cap-funktion der er elliptisk og som beskriver hærdeopførslen i modellen. Dette afsnit beskriver Drucker-Prager Cap-modellen, da dens flydeflade er lineær og dermed lettere at forstå, se også figur 3.1 på forrige side.

For at illustrere Drucker-Prager Cap-modellens flydeflade, kan denne holdes op imod andre velkendte flydeflader, se figur 3.3



Figur 3.3: Klassiske flydefunktioner afbildet i det primære spændingsrum [Schwer and Murray, 2002].

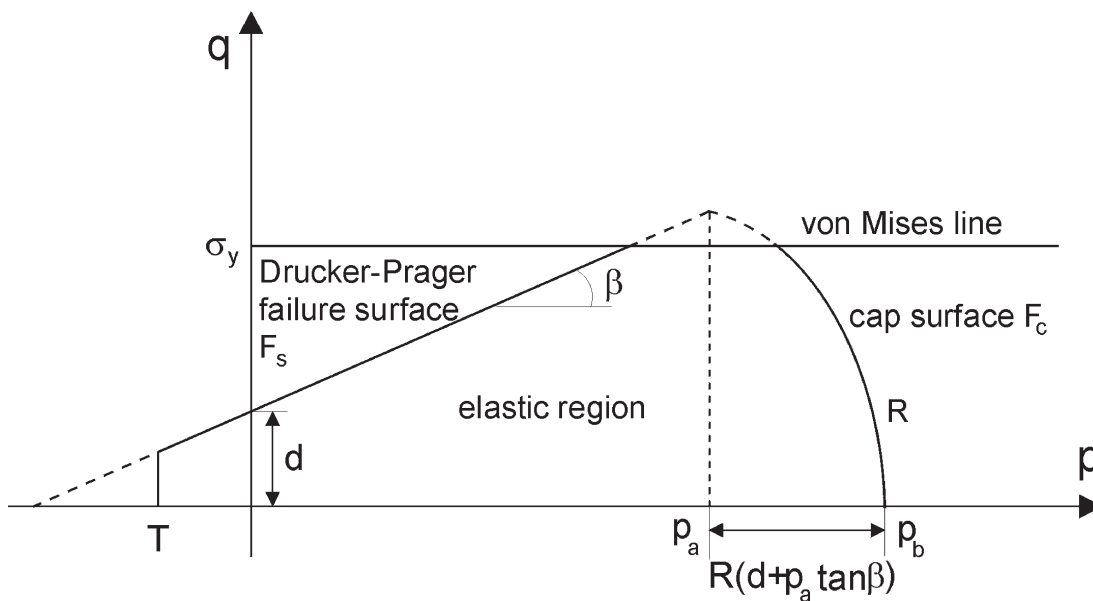
Udover den lineære Drucker-Prager brudlinje, F_s , består modellen ligeledes af en elliptisk Cap-flade, F_c , som giver en kombineret konveks flydeflade i $p - q$ planet for den første og anden spændingsinvariant. Modellen er karakteriseret ved de følgende ligninger:

$$F_c = \sqrt{(p - p_a)^2 + (Rq)^2} - R(D + p_a \tan(\beta)) = 0 \quad (3.1)$$

$$F_s = q - p \cdot \tan(\beta) - D = 0 \quad (3.2)$$

hvor p er den hydrostatiske spænding, svarende til negativ middelspænding, q er von Mises referencespænding, parameteren R er cap-fladens elliptiske excentricitet, D svarer til kohæsionsstyrken, β er kohæsionsvinklen og p_a er en densitetsafhængig hærdefunktion.

Som en udvidelse af den oprindelige Cap-model, foreslår Brewin, [Brewin et al.,



Figur 3.4: 2D-repræsentation af udvidet Drucker-Prager Cap-modellen, med von Mises flydespænding, σ_y , og cut-off i træk, T [Brewin et al., 2008, s. 58].

2008], et cut-off, når materialet udsættes for træk, T , som karakteriserer materialets trækstyrke. Endvidere implementerer han en von Mises flydespænding, σ_y for det densificerede materiale. Se figur 3.4.

Indenfor denne flydeflade, vil materialet opføre sig elastisk, og når spændingstilstanden når flydefluden, vil materialet opføre sig plastisk. Her vil densiteten stige, hvis spændingstilstanden er på Cap-fladen, mens det vil aftage (dilatation), hvis den er på brudlinjen. Dilatation medfører en opblødning af materialet og revner kan forekomme.

I implementeringen af Cap-modellen i kommercielle FEM-pakker som LS-Dyna og Abaqus, er parametrene D og R konstanter. Det er dog sandsynligt, at ikke blot hærdefunktionen, p_a , men også kohæsiensparametrene D , β og T , såvel som R bør afhænge af densiteten [Brewin et al., 2008, s. 58]. I det følgende gives et alternativ, baseret på densiteten ρ og den volumetriske plastiske tøjning, ϵ_{vol}^p . Disse er beskrevet ved:

$$\epsilon_{vol}^p = \ln\left(\frac{\rho}{\rho_0}\right) \quad (3.3)$$

hvor ρ_0 er densiteten ved fyldning og ρ den ønskede slutdensitet efter kompaktering. Det er almindeligt i pulverkompaktering af definere den volumetriske plastiske tøjning som positiv. Hærdeforholdet, Cap-excentriciteten og kohæsiensparametrene er indledningsvist beskrevet ved følgende empiriske udtryk:

$$\epsilon_{vol}^p = W (1 - \exp(-c_1 \cdot p_a^{c_2})) \quad (3.4)$$

$$R = R_1 + R_2 \exp(R_3 \cdot \rho) \quad (3.5)$$

$$D = D_1 \exp(D_2 \cdot \epsilon_{vol}^p) \quad (3.6)$$

3.4 Bestemmelse af konstitutive parametre

Når der skal findes materialekarakteristika for den plastiske opførsel af de fleste metaller, benyttes ofte den en-aksede trækprøve, da den er simpel og ligetil. Men når pulvermaterialer skal karakteriseret, bliver det straks mere kompleks, og egnede materialetest er ofte sjældnere benyttet og dermed mange gange en specialopgave [Wangle et al., 1997, s. 27].

Dette afsnit giver en beskrivelse af tre af de typiske test, som anvendes til bestemmelse af parametrene til karakterisering af pulvermaterialer, i de førnævnte konstitutive modeller. De tre her omtalte test er:

1. Hydrostatisk kompressionstest

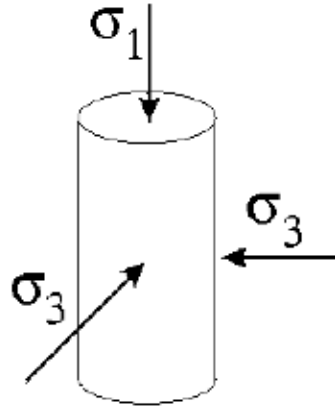
2. Tri-aksial kompressionstest

3. Uniaksial tøjningstest

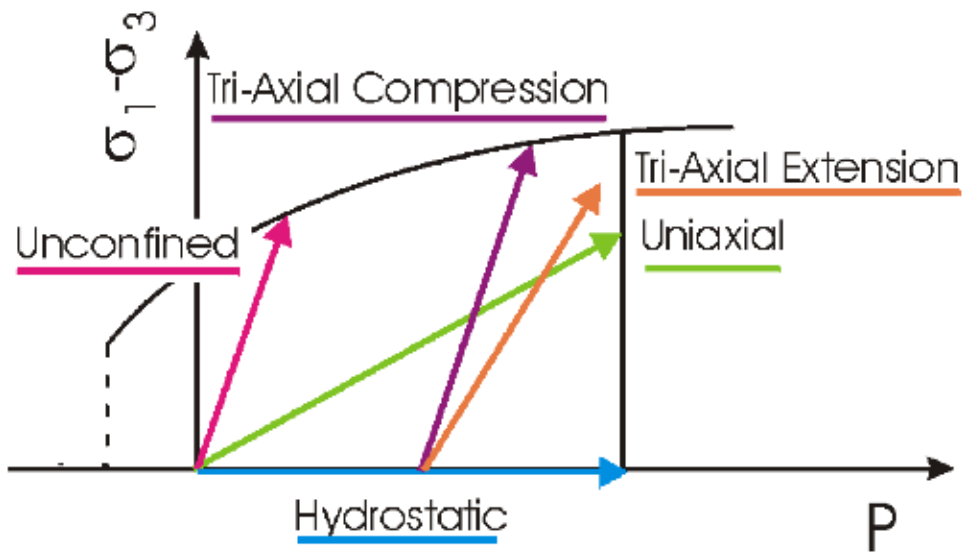
Det typiske testemne for disse test er et cylindrisk emne, med et højde/diameterforhold på cirka 1,5 [Brewin et al., 2008, s. 68]. Dette forhold er et kompromis mellem at have tilstrækkelig højde til et diametralt ekstensometer, og det at kunne bibeholde en homogen densitetsfordeling.

Cylinderen bliver testet ved at påføre aksielle og radielle laster (spændinger) samt registrere de tilsvarende aksielle og radielle forskydninger (tøjninger). Geometrien af cylinderen og de påtrykte kræfter, fastsætter en axi-symmetrisk tilstand af spændinger og tøjninger, som typisk er beskrevet som de to principielle spændingskomponenter σ_1 og σ_3 , hvor σ_1 er spændingen, påtrykt i aksial retning og σ_3 er den radielle. Det bør bemærkes, at $\sigma_3 = \sigma_2$ grundet symmetri. Se også figur 3.5 på den følgende side.

Figur 3.6 på næste side viser et skematisk forløb for spændingerne i de typisk anvendte test til karakterisering af pulvermaterialer.



Figur 3.5: Typisk testemne med påtrykte spændinger.



Figur 3.6: Typiske spændingsforløb for materialestene [Schwer, 2001].

3.4.1 Hydrostatisk kompressionstest (HSC)

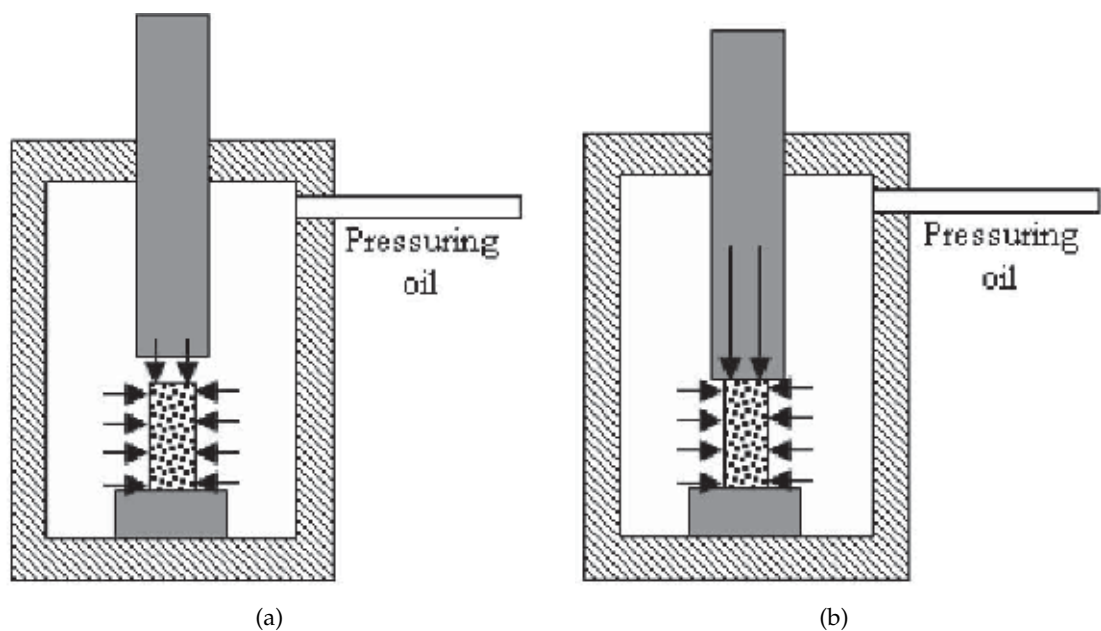
Når de aksielle og radielle spændinger er lig hinanden,

$$\sigma_1 = \sigma_3 = \sigma \quad (3.7)$$

er testemnet underlagt hydrostatisk kompression, der svarer til et tryk på

$$p = \frac{\sigma_{kk}}{3} = \frac{(\sigma_1 + 2\sigma_3)}{3} = \sigma \quad (3.8)$$

Figur 3.7(a) viser princippet for en hydrostatisk kompressionstest.



Figur 3.7: Skematisk afbildning af: (a) hydrostatisk kompression (b) triaxial kompression [Brewin et al., 2008, s. 88].

De her målte aksielle og radielle tøjninger giver den volumetriske tøjning

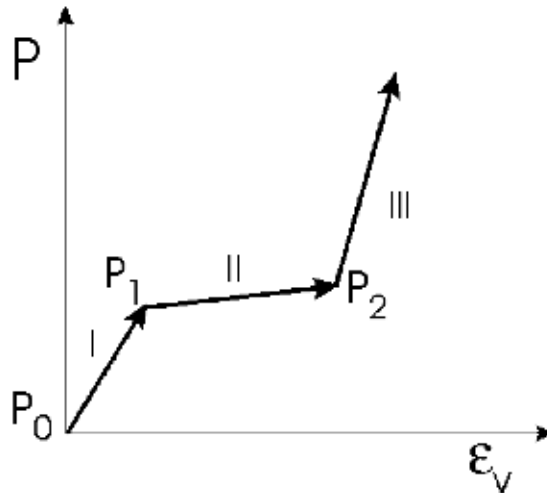
$$\epsilon_{vol} = \epsilon_{kk} = (\epsilon_1 + 2\epsilon_3) \quad (3.9)$$

Trykket kontra det volumetriske tøjningsrespons, beskriver materialets kompakteringsopførsel. Et sådant respons er vist på figur 3.8 på næste side. Et typisk pulvermateriales kompakteringsrespons har tre faser [Schwer, 2001, s. 3], og som beskrevet i afsnit 2.2.2 på side 10:

1. $p_0 < p < p_1$ er det initierende elastiske respons - 0-fase kompaktering. Det elastiske bulk-modul, K , er hældningen på dette segment.
2. $p_1 < p < p_2$ er når porer i materialet bliver komprimeret/reduceret - 1-fase

kompaktering.

3. $p > p_2$ er når porer er klempt ud af emnet og emnet er fuldt kompakteret - 2-fase kompaktering.



Figur 3.8: Respons for tryk og volumetrisk tøjning [Schwer, 2001].

3.4.2 Triaksiale test

Hvis den aksiale og den radielle spænding ikke er ens, betegnes testen som værende triaksial. En skematisk afbildning for den triaksiale test, ses på figur 3.7(b) på foregående side.

Navnet "triaksial test" er mere en traditionel betegnelse, end det er retvisende for testen, eftersom kun to af spændingerne er uafhængige [Brewin et al., 2008, s. 88]. Denne test giver langt de fleste og vigtigste data til karakterisering af pulvermaterialer. Fordi de aksielle og radielle spændinger ikke er ens, bliver det cylindriske prøveemne udsat for en forskydningspænding, som er beskrevet ved differencen mellem de to spændinger σ_1 og σ_3 .

$$SD = \sigma_1 - \sigma_3 \quad (3.10)$$

Spændingsforskellen, SD , kan relateres til andre målinger af spændingsinvarianter [Schwer, 2001]. Den effektive von Mises spænding, σ_e , er relateret til den anden spændingsinvariant af den deviatoriske spændingstensor ved:

$$\sigma_e = \sqrt{3J_2'} \quad (3.11)$$

og for den tre-aksede spændingstilstand

$$\sigma_e = \sqrt{3J_2'} = \sigma_1 - \sigma_3 \quad (3.12)$$

Som ved karakterisering af metaller, er det forskydningsspændingen, som anvendes til at karakterisere pulvermaterialets styrke igennem anvendelsen af en konstitutiv model. Forskydningsstyrken af pulvermaterialer vil dog stige, med stigende tryk.

Den triaksiale kompressionstest bliver gennemført i to trin:

1. Emnet bliver udsat for hydrostatisk kompression, indtil et forudbestemt tryk.
2. Emnet bliver nu udsat for:

Triaksial kompression (TXC) - radialsplændingen er holdt konstant og den aksiale spænding øges.

Triaksial ekstension (TXE) - aksialsplændingen holdes konstant og den radielle spænding øges.

Den uniaksiale tøjningstest (UXE) er kendetegnet ved at der ikke sker nogen forskydning radielt. Denne test bliver typisk anvendt for pulvere, da det ofte ikke er muligt at anvende en såkaldt "unconfined" kompressionstest (UCT), da den forudsætter et indledningsvist sammenhængende emne, hvilket ikke er tilfældet for et pulver [Schwer, 2001, s. 8]. Testen er bredt anvendelig til karakterisering af pulvermaterialer, specielt hvis en Cap-model er valgt som konstitutiv model.

Begyndeshældning af den en-aksede tøjning, anvendes til at finde det elastiske Poissons-forhold, ν , eller, hvis bulk-modulet er blevet fundet ved den hydrostatiske test, forskydningsmodulet, G . Der er en entydig sammenhæng mellem forskydningsmodulet G , bulk-modulet, K , og Poissons-forhold, ν , ved anvendelse af Hooks lov [Wikipedia, 2011a]:

$$SD = \frac{3(1-2\nu)}{1+\nu} \cdot p = \frac{2G}{K} \cdot p \quad (3.13)$$

Selve bulk-modulet kan beskrives ved:

$$\text{Bulkmodul} = \frac{\text{tryk}}{\text{tøjning}} = \frac{P}{(V_0 - V_n)/V_0} = -V \frac{\partial P}{\partial V} \quad (3.14)$$

FEM-modellen

Når en kompakteringsproces skal beskrives numerisk, er der en håndfuld kommercielle FEM software-pakker der kan håndtere dette.

LS-Dyna er en kommerciel softwarepakke til løsning af differentiallyigningssystemer ved hjælp af Finite Element-metoden. Den mest anvendte løsningsstrategi er den eksplicite tidsintegration. LS-Dyna har også en implicit solver, dog med begrænsede funktioner. Som ved andre softwarepakker er der fordele og ulemper ved anvendelsen. På den ene side er anvendelsen af LS-Dyna kompleks og der findes et utal af parametre der kan indstilles på. Men på den anden side er det muligt at implementere egne materialedata, eller helt at designe egne, brugerdefinerede materialerutiner, således at inputfilen modificeres og tilpasses ethvert tænkeligt tilfælde. På grund af denne tilpasningsevne samt det faktum, at der er implementeret forskellige materialerutiner til beskrivelse af Cap-modellen, anvendes LS-Dyna til projektets Finite Element analyse.

Til pre- og postprocessing anvendes LSTC's LS-PrePost, der er et Open-source-software, tilgængeligt på firmaets hjemmeside.

En mere dybdegående beskrivelse af hvordan en FEM-model generelt er opbygget samt hvordan LS-Dyna fundamentalt arbejder, forefindes i appendiks I på side 107.

Beregningen foretages på Institut for Maskin- og Produktions Hill 64-bit Linux-clustere. Simuleringen gennemføres i LS-Dyna double-precision, for at undgå afrundingsfejl og for at få den bedst mulige nøjagtighed. Desuden anvendes den eksplicite integrationsmetode, grundet dens mulighed for at parallelisere beregningerne og dermed få fuldt udbytte af beregningsmaskinernes 8 CPU'er.

4.1 Opbygning af modellen

Inden modellen opbygges, er det en nødvendighed at lave nogle simplificeringer af opgaven, for at afstedkomme et fornuftigt resultat, indenfor en acceptabel beregningstid. Sintex ønsker en værktøjsoptimering, baseret på maksimalt elastisk deformation af værktøjet, svarende til det maksimale arbejdstryk af maskinen,

4.1 Opbygning af modellen

eftersom det er den elastiske deformation (tøjningen), der er direkte årsag til de uønskede effekter, herunder klemning mellem stempel og matrice, er det denne der skal findes.

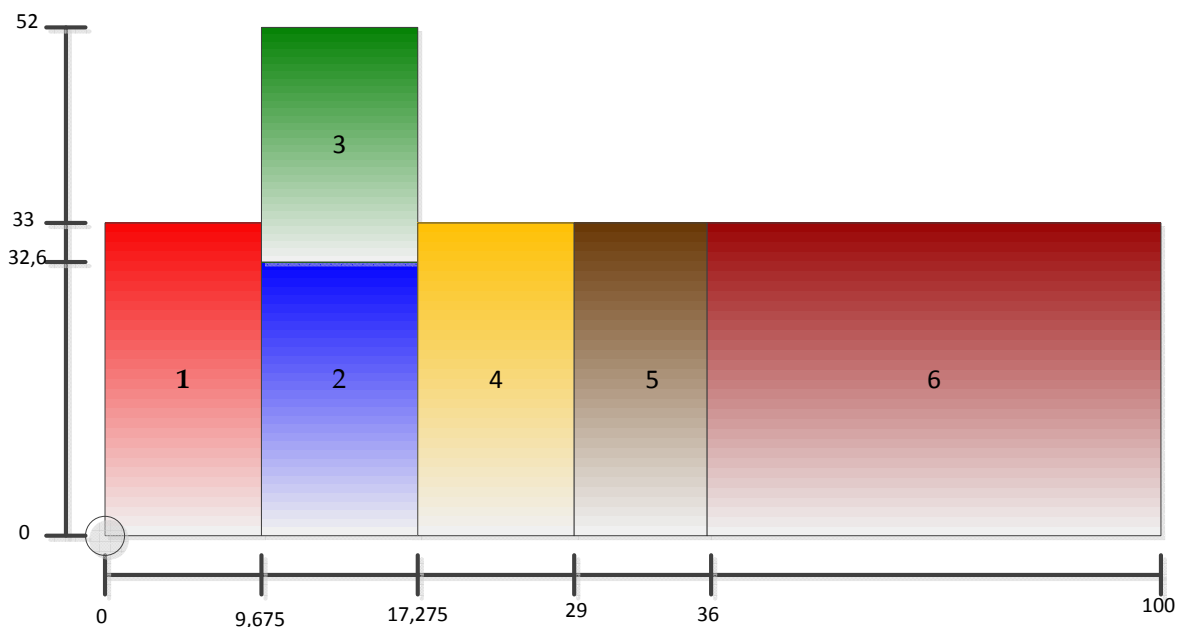
Opgaven består med andre ord i, at finde elastiske deformationer i henholdsvis stempler og containeren, hvorfor modellen skal kunne håndtere dette. Der skal findes en snitflade, som dækker opgavens formål tilfredsstillende. Modellen bør være så simpel som mulig, men så kompleks som nødvendig.

Det antages, at deformationer i opspænding og presse er neglige, hvorfor udelukkende stempel, emne og containeren, bestående af kerne og den komplette matrice. Derudover er RedWolf-emnet rotationssymmetrisk, hvorfor modellen med fordel kan modelleres op med et symmetriplan i midten og som en 2D-model.

I processen på Sintex bevæger containeren sig med Gegenlaufen. Hvis dette undlades og containeren i stedet for antages at være fuldstændig flydende, vil modellen yderligere kunne simplificeres, ved at implementere et symmetriplan ved $h/2$. Desuden er stempels vandring vejstyret.

Modellen er bygget op over arbejdstegninger, som forefindes i appendiks E på side 99 samt C på side 96, hvor også de overordnede mål er taget fra.

En skitse over den ønskede model er vist på figur 4.1.

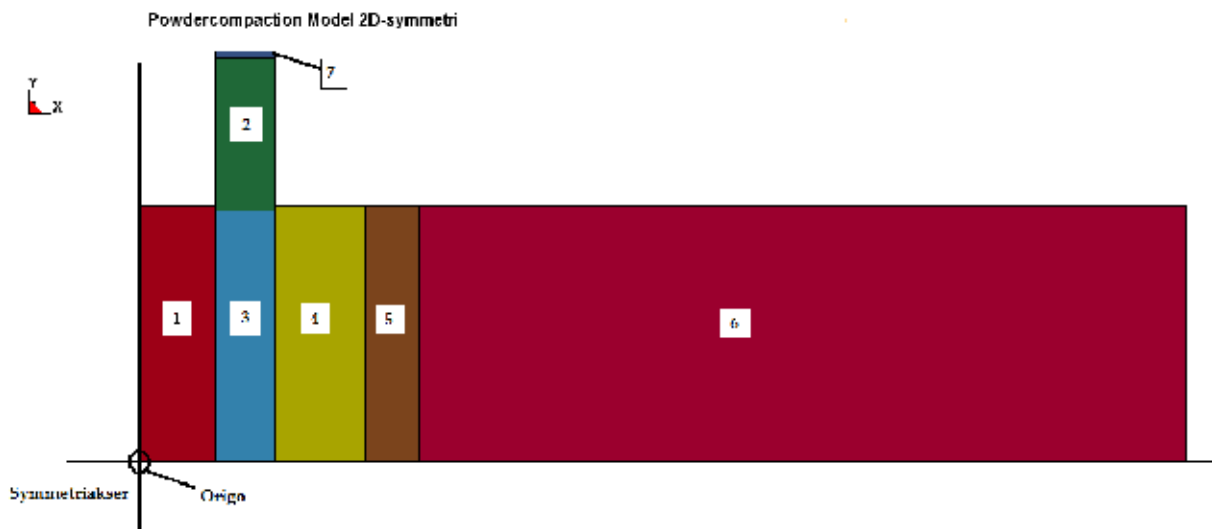


Figur 4.1: Skitse over halvt axisymmetrisk værktøj med mål. (1) Kerne, (2) Emne, (3) Stempel, (4) Carbidmatrice, (5) Sleeve, (6) Krympering.

Bemærk, at der ikke er medtaget noget spillerum mellem stempel og de omgivende værktøjer.

4.1.1 Geometrien og diskretisering

CAD-geometrierne optegnes med 2D-Sketch funktionen i LS-PrePost, denne er vist på figur 4.2. Hver del af modellen, kaldet "part", skitseres for sig. Part "7" er et stift stykke, der merges til stemplet. Dette er nødvendigt, for eventuelt at kunne benytte sig af at flytte stemplet trykstyret på et senere tidspunkt.



Figur 4.2: Værktøjsparts med angivet koordinatsystem, symmetri omkring y-aksen og x-aksen samt origo. Alle mål er i mm

2D-modellen optegnes i x-/y-planet, hvor nederste venstre hjørne af kernen danner origo.

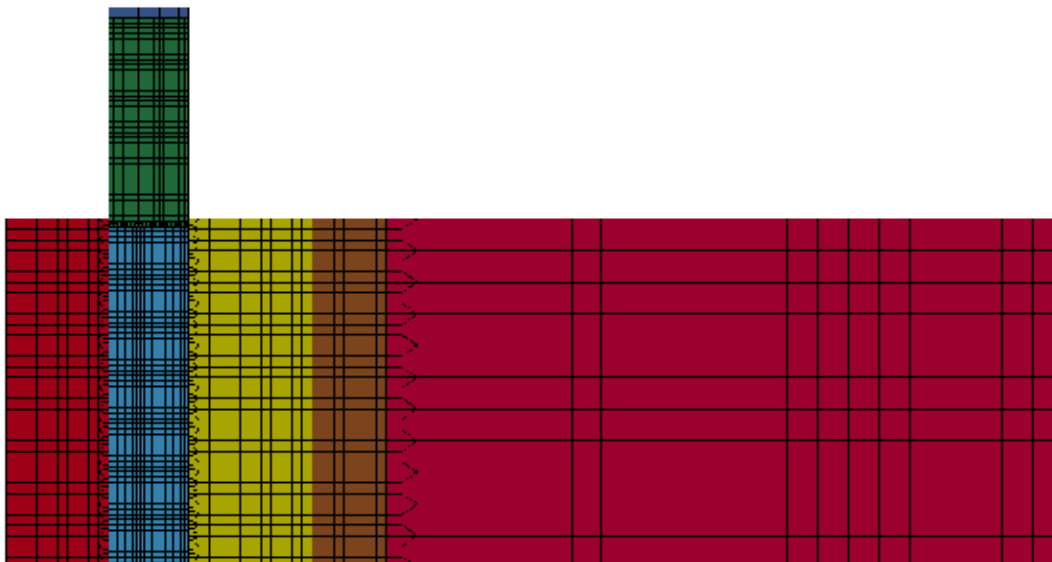
Hernæst skal modellen diskretiseres. Da der er tale om rektangulære parts, vil det være fornuftigt, at vælge et struktureret mesh med kvadratiske elementer, jævnfør appendiks I på side 107. Herved undgås problemer med eksempelvis aspect-ratio for trekant-elementer. Diskretiseringen foregår ligeledes i 2D-Sketch, se figur 4.3 på den følgende side.

Ved diskretiseringen af de kontaktflader, som grænser op imod emnet, er der valgt en 3 - 1 skalering af mesh-størrelsen. Dette er for at afstedkomme en god kontaktberegning.

I det efterfølgende vil et udvalg af inputkort, der anses for mest relevant, blive beskrevet. Et eksempel på en inputfil til LS-Dyna, uden elementer og knuder, findes i appendiks J på side 121.

4.1.2 Elementformulering

Da modellen er beskrevet ved en 2D-aksymmetrisk model, skal elementerne sættes op til det. Dette gøres ved at oprette en *SECTION_SHELL, for at beskrive elementerne som



Figur 4.3: Modellen med diskretisering.

SHELL-elementer. Endvidere anvendes elementformulering, `ELFORM "15"` til beskrivelse af axisymmetriske solidier omkring y-aksen [LSTC, 2007a, s. 29.28 ff.]. Nedenfor er vist et eksempel på `*SECTION`-kortet.

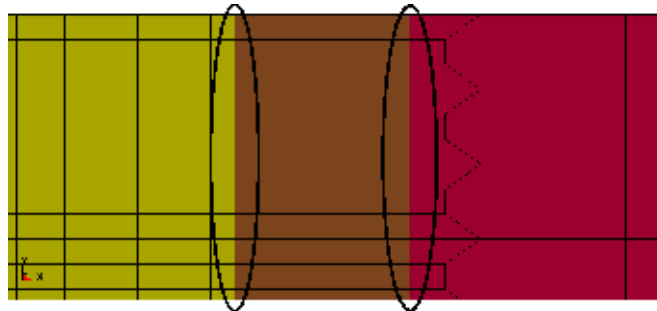
```
*SECTION_SHELL_TITLE
Model Section
$#   secid   elform   shrf      nip    propt   qr/irid   icomp   setyp
      1      15  1.000000      4      1       0       0       1
$#   t1      t2      t3      t4    nloc   marea   idof   edgset
  1.000000  1.000000  1.000000  1.000000  0.000  0.000  0.000  0
```

4.1.3 Kontaktformulering

At modellere kontakt udgør en integreret del af mange tilfælde af plastisk formgivning. Præcis modellering af kontaktgrænseflader mellem modellens forskellige emner, er afgørende for resultatet af en FE-simulering. LS-Dyna tilbyder et stort antal kontakttyper. Et krav til kontaktbetingelsen er, at den skal kunne håndtere en 2D-

axisymmetrisk model. Der vælges en automatisk kontakt, som bruger fladerne på parts til at definere kontakten, *CONTACT_2D_AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE_ID.

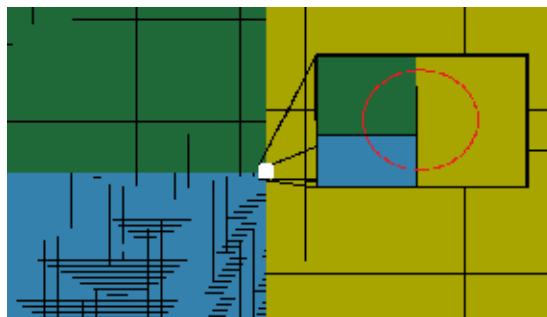
Flader mellem parts, imellem hvilke der ikke er relativ bevægelse, behøver ikke nødvendigvis at have defineret en kontaktbetingelse. Her kan knuderne med fordel "merges". Se figur 4.4. Mergede knuder er markeret med en ellipse. Derved får de to parts fælles knudesæt, som stadig tillader at have forskellige karakteristika, som eksempelvis forskelligt materiale. Herved kan en hurtigere og mere nøjagtig beregning opnås, da koden ikke skal beregne unødvendig kontakt.



Figur 4.4: Mergede knuder i kontaktflader uden relativ bevægelse, mellem matrice og sleeve, samt sleeve og krympering.

Hvis der ikke er defineret en kontaktformulering mellem kontaktflader, vil den part, som ellers ved deformation vil blive begrænset heraf, penetrere det andet emne og LS-Dyna vil ikke beregne eksempelvis kontaktrykket.

Projektets problemstilling går ud på at finde den maksimale elastiske tøjning af værktøjerne. Denne formodes at ske under maksimalt arbejdsstryk. Derfor defineres der udelukkende kontaktbetingelser mellem de tre flader, som grænser op mod pulveremnet. Det være sig kerne/emne, emne/stempel og emne/matrice. Stemplet vil således kunne deformere frit i radiel retning og afstanden vil kunne måles. Figur 4.5 illustrerer dette.



Figur 4.5: Penetrering som følge af elastisk tøjning, der ikke er begrænset af kontaktbetingelser.

Et eksempel på inputkortet er anført herunder:

4.1 Opbygning af modellen

```
*CONTACT_2D_AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE_ID
$#      cid                                     title
      3CarbidMatrice Emne
$#      sids      sidm      sfact      freq      fs      fd      dc      membs
      4          2  5.000000      50  0.100000  0.100000  0.000      12
$#      tbirth    tdeath      sos      som      nds      ndm      cof      init
  1.0000E-41.0000E+20  1.000000  1.000000      0      0      0      0
$#      vc      vdc      ipf      slide      istiff      tiedgap
  460.00000  10.000000      0      0      0      0.000
```

Der angives part-nummeret for master- og slave-ID. Desuden sættes `sfact` til værdien 5, for at gøre kontaktesponset stivere. LS-Dyna beregner ikke kontakt for hvert tiddstep. Dette kan, hvis værdien for `sfact` sættes lavt, resultere i en uønsket stor penetrering imellem de to emner, hvor kontakten er defineret, inden beregningen for kontakt bliver gennemført. Se figur 4.6.



Figur 4.6: Penetrering af stempel og kerne grundet ringe stivhed i kontaktfladen.

Hvis der er penetrering, vil solveren gennemtvunge kontaktbetingelsen og påtrykker derfor en modsatrettet kraft, hvorved fladerne tvinges retur. Er denne kraft stor, kan det medføre en forvrængning af elementet i en sådan grad, at der opstår negativ volumen i elementet, hvorpå beregningen afbryder, med meddelelsen:

```
*** Error 41032 (SOL+1032)
      negative volume in 2D solid element # 34669 cycle 0
```

Herefter skal inputfilens opbygning genovervejes, for at undgå at der kommer elementer med negativt volumen, og beregningen startes forfra.

En anden vigtig inputværdi, er den for `vc` i optionskort A. Den angiver koefficienten for den viskøse friktion. Bliver spændingerne i kontaktfladen stort, vil friktionen stige drastisk. Denne værdi sætter en øvre grænse for friktionsspændingen, som er

defineret som:

$$\frac{SIGY}{\sqrt{3}} \quad (4.1)$$

Hvor $SIGY$ er den minimale flydespænding af de to materialer i kontakt [DYNAmore GmbH, 2011]. Værdien sættes 460 MPa, hvilket er et skøn, eftersom det indledningsvis er umuligt at sige noget om pulveret flydespænding. Desuden vil den varieres som funktion af en øgning i kompakteringstryk og den deraf følgende densitetsforøgelse.

4.1.4 Stempelvandring

Flytningen af stemplet vælges til vej-styret, ligesom i den processen på Sintex. Dette gøres ved at implementere følgende kort:

```
*BOUNDARY_PRESCRIBED_MOTION_SET_ID
      1
      1      2      0      1 -1.000000      01.0000E+28      0.000
```

og

```
*DEFINE_CURVE_SMOOTH_TITLE
motion Curve Stempel
$#   lcid   sidr   dist   tstart   tend   trise   v0
      1     0   17.13   0.000   0.030000   0.001000   0.000
```

Det første kort definerer en, i y-aksens negativretning, begrænset flytning. Kurven angiver distancen, $dist$, på 17,3 længdeenheder, svarende til 17,3 mm, $tend$ definerer sluttidspunktet (svarer her til sluttidspunktet for simuleringen).

Stempelvandringen er sat til 17,3 mm eftersom FE-modellen svarer til halv højde af den virkelige proces.

4.1.5 Control Timestep

Appendiks I på side 107 beskriver vigtigheden af, at der vælges et passende tidsstep. Det kritiske tidsstep er defineret som den tid det tager for den lokale lydshastighed, at bevæge sig igennem den mindste længde på et element. Se også ligning I.1 på side 117 der angiver formelen for størrelsen af det kritiske tidsstep i en aluminiumsklods med en sidelængde på 1 mm. Det er op til designeren at tilsikre, at tidssteppet altid er mindre, da der ellers kan opstå instabiliteter i simuleringen.

Det er muligt at kontrollere størrelsen af tidssteppet med `*CONTROL_TIMESTEP`-kortet. Inputkortet ser ud som følgende:

4.1 Opbygning af modellen

```
*CONTROL_TIMESTEP
$# dtinit    tssfacs    isdo    tslimt    dt2ms    lctm    erode    mslst
    0.000    0.900000    0      0.000    -1.000E-8    2      1      0
$# dt2msf    dt2mslc    imslc
    0.000    0      0
```

`tssfacs` angiver en skaleringsfaktor til tidssteppet, der som standard er indstillet til 0,9, for netop at sikre, at det kritiske tidsstep ikke overskrides. I visse tilfælde kan det være at der skal skrues yderligere på denne indstilling, for at opretholde stabilitet og robusthed i simuleringen. Bemærk, at en ændring af værdien vil skalere tidssteppet igennem hele simuleringen. Sættes værdien derfor lavere, går det på bekostning af at gennemløbstiden for simuleringen bliver længere.

Da det kritiske tidsstep altid er styret af det mindste elements længde, sker det ofte, at denne længde under en plastisk formgivningsproces ændres, som følge af tøjninger. Bliver elementer mindre, vil det kritiske tidsstep også blive mindre.

Derfor skal det overvejes nøje om det kan betale sig, at skalere tidssteppet med `tssfacs`. Hvis ikke det er nødvendigt at skalere over hele simuleringstiden, kan der implementeres en kurve for tidssteppet som funktion af simuleringstid og maksimalt tilladeligt tidsstep. Hertil skal `lctm` aktiveres. Den indsatte værdi repræsenterer et kurve-ID, der beskriver tidssteppet.

Nedenstående kort er et eksempel på en sådan kurve.

```
*DEFINE_CURVE_TITLE
Timestep Curve
$# lcid    sidr    sfa    sfo    offa    offo    dattyp
    2      0    1.000000    1.000000    0.000    0.000    0
$#      a1      o1
    0.000      7E-5
    0.0275000    5E-6
    0.0275001    1E-6
    0.0330000    5E-8
    0.0330001    3E-9
    0.0400000    9E-10
```

4.1.6 Constrains

Modellen er defineret i rummet, udspændt af det globale koordinatsystem. Hvis ikke der defineres nogen constrains og der påtrykkes en ydre kraft, vil modellen respondere overfor kraften og ubegrænset flytte sig.

Derfor defineres der med kortet

```
*CONSTRAINED_GLOBAL
      2      7      2      0.000      0.000      0.000
      3      7      3      0.000      0.000      0.000
      1      7      1      0.000      0.000      0.000
```

constraint-plan for henholdsvis translation og rotation, gående gennem Origo.

4.1.7 Materialetyper

Samtlige ovenfor nævnte værktøjsparts modelleres elastiske. Inputkortet vist herunder, tildeler en lineær elastik materialerutine til en part. Der defineres et kort per part. Værdierne hertil tages fra tabel 1.1 på side 4.

```
*MAT_ELASTIC_TITLE
Carbid Matrice Materiale
$#      mid      ro      e      pr      da      db      not used
      3 1.5000E-8 6.4000E+5 0.220000      0.000      0.000      0
```

Materialemodellen tager ikke højde for nogen form for plasticitet, men eftersom det er en forudsætning for en produktion, at der ikke sker plastisk deformation i værktøjerne, vil denne antagelse være acceptabel.

Endeligt skal der også kobles en materialemodel til pulvermaterialet, for at LS-Dyna kan håndtere det. En uddybende beskrivelse af denne vil der komme i de efterfølgende afsnit.

4.2 Materialemodeller til kompaktering

Som beskrevet i kapitel 3 på side 13, kan der, når pulverkompakteringen skal beskrives numerisk, vælges forskellige modeller pulvermaterialet. En løsning kunne være at modellere pulveret diskret, hvor hver enkelt korn eller et lille retvisende volumen af pulverkorn diskretiseres hver for sig. Ret hurtigt vil antallet af elementer dog stige voldsomt, og denne metode vil derfor være beregningsmæssigt krævende. I særdeleshed når pulverkornene ikke er større end i projektets problem.

Derfor er det en nødvendighed at finde en materialemodel, der kan håndtere pulveret som en solid og beskrive denne fænomnologisk.

I LS-Dyna findes der flere forskellige materialemodeller, som kan håndtere materialer der kompakteres (kendetegnet ved store volumetrisk-plastiske tøjninger), herunder eksempelvis:

Type 5 - Soil and Crushable Foam

Type 14 - Soil and Crushable Foam Failure

Type 16 - Pseudo Tensor

Type 25 - Geological Cap Model

Type 96 - Brittle Damage

Type 145 - Schwer-Murray Cap Model

Type 193 - Drucker-Prager Cap Model

Størsteparten af den litteraturen, beskrevet i kapitel 3 på side 13, godtgør, at der til numerisk simulering af en pulverkompakteringsproces, med fordel kan benyttes en Cap-model. Materialetype 5, 14, 16 og 96 blev derfor indledningsvist afskrevet.

Flere artikler peger på den geologiske Cap-model. Til simulering af projektets problemstilling anvendes derfor materialtype 25 - MAT_GEOLOGICAL_CAP_MODEL.

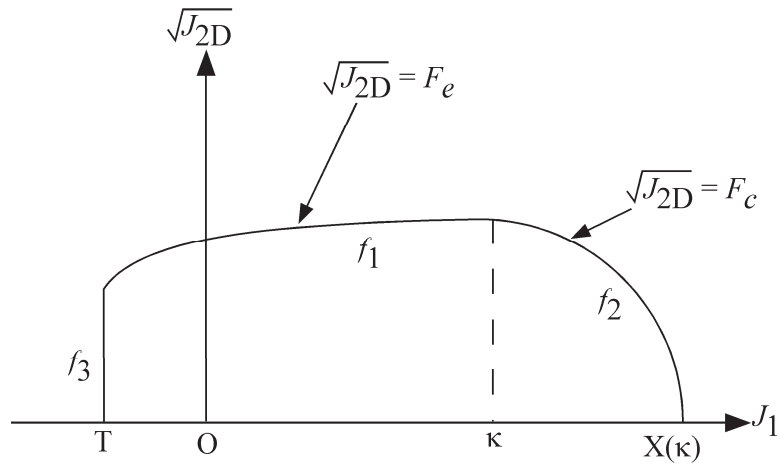
4.3 *MAT_GEOLOGICAL_CAP_MODEL

Materialetype 25 i LS-Dyna er en inviskøs materialemodel, beskrevet ved en brudflade og en Cap-flydeflade. En generel beskrivelse af af Cap-modeller findes i afsnit 3.3 på side 15. Afsnittet baserer på beskrivelsen af materialemodellen fra [LSTC, 2007b, s. 115 - 120].

Et eksempel på de anvendte materialekort ses herunder:

```
*MAT_GEOLOGIC_CAP_MODEL_TITLE
Pulvermateriale
$#      mid      ro      bulk      g      alpha      theta      gamma      beta
         0 2.9716E-9 1260.0000 1620.0000 225.00000 0.008000 200.00000 0.002000
$#      r      d      w      x0      c      n
    2.750000 0.005000 0.754621 1.000000 0.000 0.000
$#      plot      ftype      vec      toff
    3.000000 2.000000 1.000 -0.300000
```

Flydefladerne for denne Cap-model repræsenteres i $\sqrt{J_{2D}} - J_1$ rummet, hvor J_1 er den hydrostatiske spænding og $\sqrt{J_{2D}}$ von Mises spændingen. Fladen f_1 er brudfladen, f_2 er Cap-hærdefladen og f_3 er cut-off i træk. På figur 4.7 på næste side ses en illustration af flydefladernes beskaffenhed for materiale 25.



Figur 4.7: Flydefladerne for materialetype 25 (Geological Cap Model), repræsenteret i $\sqrt{J_{2D}} - J_1$ rummet.

Brudfladen, f_1 , er defineret som:

$$f_1 = \sqrt{J_{2D}} - \min(F_e(J_1), T_{mises}) \quad (4.2)$$

hvor F_e er givet ved:

$$F_e(J_1) \equiv \alpha - \gamma(-\beta J_1) - \theta J_1 \quad (4.3)$$

og T_{mises}

$$T_{mises} \equiv |X(\kappa_n) - L(\kappa_n)| \quad (4.4)$$

Cap-fladen er beskrevet ved

$$f_2 = \sqrt{J_{2D}} - F_c(J_1, K) \quad (4.5)$$

hvor F_c er defineret som

$$F_c(J_1, \kappa) \equiv \frac{1}{R} \sqrt{[X(\kappa) - L(\kappa)]^2 - [J_1 - L(\kappa)]^2} \quad (4.6)$$

$X(\kappa)$ angiver, hvor Cap-fladen skærer J_1 -aksen, således:

$$X(\kappa) = \kappa R F_c(\kappa) \quad (4.7)$$

hvor $L(\kappa)$ er beskrevet ved

$$L(\kappa) \equiv \begin{cases} \kappa & \text{if } \kappa > 0 \\ 0 & \text{if } \kappa \leq 0 \end{cases} \quad (4.8)$$

Hærdeparameteren κ er relateret til den volumetriske plastiske tøjning, ε_{vol}^p , ved hærde-loven:

$$\varepsilon_{vol}^p = W \{1 - \exp[-D(X(\kappa) - X_0)]\} \quad (4.9)$$

Geometrisk set, er κ J_1 -værdien for skæringen mellem cap- og brudfladen.

Den samlede tøjning antages at være summen af den elastiske og den plastiske tøjning

$$\varepsilon = \varepsilon^e + \varepsilon^p \quad (4.10)$$

Spændingen findes ved anvendelsen af Hooke's lov

$$\sigma = C(\varepsilon - \varepsilon^p) \quad (4.11)$$

hvor σ er spændingen og C den konstitutive elastiske tensor.

For at der kan opstå flydning, skal f_1 , f_2 og f_3 være større eller lig 0.

En stor fordel ved at anvende denne materialemodel fremfor Drucker-Prager eller Mohr-Coulomb, er dens evne til at modellere plastisk kompaktering. I Drucker-Prager og Mohr-Coulomb modellerne, er al volumetriske respons elastisk, hvorimod denne model giver et volumetriske elastisk respons, indtil spændingerne kommer i kontakt med Cap-fladen. Bevæger spændingerne sig yderligere mod positivt hydrostatisk tryk, vil modellen give et plastisk respons, med en hastighed, der styres af hærde-loven.

4.3.1 Parametre i Materiale Type 25

Cap-modellen indeholder en række parametre som skal vælges, for at kunne repræsentere pulvermaterialets opførsel under kompaktering. Disse værdier er bestemt ved eksperimentelle data.

Værdierne for de konstitutive parametre i den geologiske Cap-model, kan blandt andet findes ved at udføre de i afsnit 3.4 på side 19 beskrevne tests. Tabel 4.1 beskriver hvilke parameterværdier, der kan findes med hvilke tests.

Inputparameter	Beskrivelse	Materialetest
Bulk	Elastisk bulk-modul	HSC
G	Elastisk forskydningsmodul	UCT, UXE
$\alpha, \theta, \beta, \gamma$	Brudfladeparametre	TXC
R	Cap ellipticitet/ratio	UXE
D, W, X0	Kompakteringsfladens parametre	HSC
C, N	Kinematiske hærdeparametre	UCT
T _{off}	Maksimal trækstyrke	TXC

Tabel 4.1

Værdierne for α , β , θ og γ definerer placeringen af brudfladen. Hvis ikke parametrene for kinematisk hærkning, C og N , aktiveres, vil materialet ikke hærde hvis det kommer op på denne flade, men bryde. Brudfladen vil være konstant.

Da kompakteringsprocessen for projektet er en uniaksial kompaktering, vil spændingerne under processen ikke berøre denne flade. Se også figur 3.6 på side 20. de kinematiske hærdeparametre får derfor ingen værdi. De resterende værdier for brudfladen anses ligeledes ikke for relevante og værdierne for disse sættes til [Khoei and Azizi, 2005, s. 140]:

α - 225 MPa

β - 0,002 MPa⁻¹

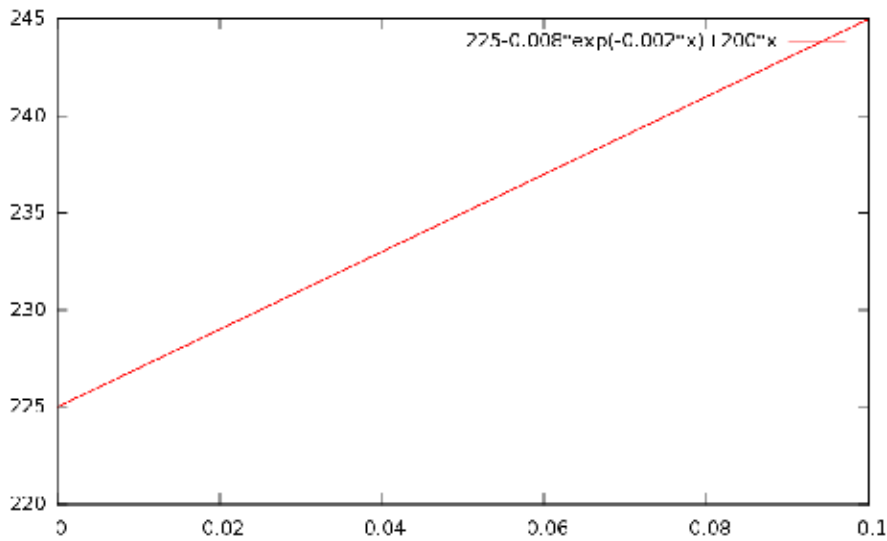
θ - 200 MPa

γ - 0.008

Figur 4.8 på næste side angiver et plot af ligning 4.3 på side 35 med de ovenfor listede værdier.

$$[x : 0.1] \quad 225 - 0.008 \cdot \exp \cdot (-0.002 \cdot J_1) + 200 \cdot J_1 \quad (4.12)$$

Parametrene W , D og X_0 definerer Cappens hærdeegenskaber, hvor parameteren W repræsenterer fraktionen af porer i det ukomprimerede materiale og D er hærkningsexponenten, der styrer hældningen af den initierende lastkurve i hydrostatisk kompression. Værdien for X_0 definerer den indledningsvise skæringen af Cap-fladen med J_1 -aksen.



Figur 4.8: Plot af ligning 4.3 på side 35.

Værdien for R angiver forholdet mellem de to akser, som udgør fjerdedelen af den ellipse, som definerer Cap-fladen.

Ifølge ligning 3.3 på side 18 samt [Jonsén and Åke Haeggblad, 2005, s. 200], kan værdien for W findes ved:

$$\varepsilon_{vol}^p = \ln \frac{\text{initialdensity}}{\text{finaldensity}} = \ln \left(\frac{\rho}{\rho_0} \right) \quad (4.13)$$

$$\ln \frac{2,97157 \frac{g}{cm^3}}{6,32 \frac{g}{cm^3}} \Rightarrow W = 0,754627 \quad (4.14)$$

Ved fuld densitet vil værdien for X være høj, og dermed vil det eksponentielle udtryk i ligning 4.9 på side 36 gå mod 0, dermed er $W = 0,754627$.

Værdien for D sættes indledningsvist til 0,005 MPa [Khoei and Azizi, 2005, s. 140]. Betydningen af D forsøges illustreret ved at plote funktionen for den volumetriske plastiske tøjning, ε_{vol}^p , for forskellige værdier af D :

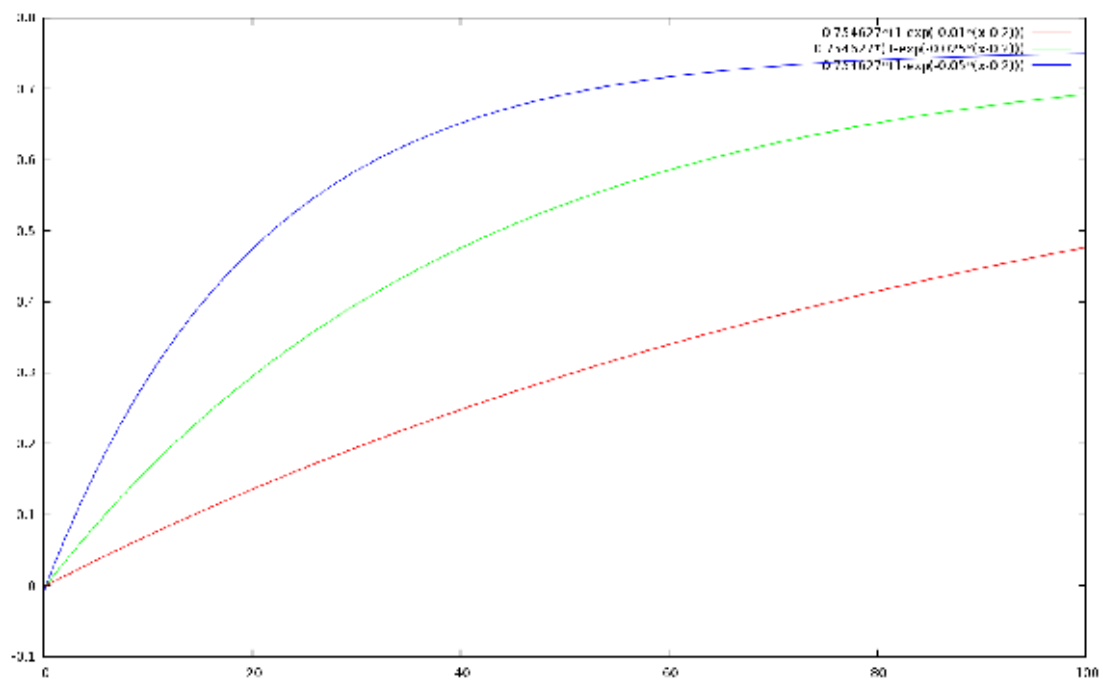
$$[x : 100] \quad 0.754627 \cdot \{1 - \exp \cdot [-0.01 \cdot (X - 0.2)]\} \quad (4.15)$$

$$[x : 100] \quad 0.754627 \cdot \{1 - \exp \cdot [-0.025 \cdot (X - 0.2)]\} \quad (4.16)$$

$$[x : 100] \quad 0.754627 \cdot \{1 - \exp \cdot [-0.05 \cdot (X - 0.2)]\} \quad (4.17)$$

Resultatet ses på figur 4.9 på næste side.

Funktionen viser, at jo højere en værdi for D , desto hurtigere vil materialet nå fuld densitet.



Figur 4.9: Plot af værdier for D i ligningen for den volumetriske plastiske tøjning, ϵ_{vol}^p .

En anden af de parametre der anvendes, for at karakterisere et pulvermateriales opførsel under kompression er Bulk-modulet.

Bulk-modulet K af et givent materiale, beskriver dets modstand mod kompression. Således er Bulk-modulet en numerisk konstant, der beskriver de elastiske egenskaber af en solid eller en fluid, som er påvirket med et ens tryk på alle flader.

Det er defineret som det tryk der skal til, for at mindske et volumen med en faktor $1/e$, således lig med kvotienten af det anvendte tryk, divideret med den relative deformation (tøjning).

$$\text{Bulkmodul} = \frac{\text{tryk}}{\text{tøjning}} = \frac{P}{(V_0 - V_n)/V_0} = -V \frac{\partial P}{\partial V} \quad (4.18)$$

Fordi tøjningen, er et forhold uden dimension, antager Bulk modulet enheden fra trykket og bliver derfor angivet i enheden Pascal [Pa].

Som det ses, ændrer Bulk-modulet sig som funktion af volumenændringen i materialet og er således ikke konstant under kompakteringsoperationen. Den værdi som anvendes til beskrivelse af den geologiske Cap-model, er det indledningsvise Bulk-modul, inden kompression.

Der er en entydig sammenhæng mellem Bulk-modulet, E-modul og Poisson-forhold. Disse sammenhænge kan beskrives som følger:

$$K = \frac{E}{3(1-2\nu)} \quad (4.19)$$

Givet at materialet homogent isotropisk og opfører sig lineært elastisk.

En sidste inputparameter der anvendes til at beskrive materialet er G-modulet, også kaldet forskydningsmodulet. Forskydningsmodulet beskriver materialets respons over for forskydningsspændinger, og er defineret som forholdet af forskydningsspænding over forskydningstøjning. Også her er der en entydige sammenhæng mellem G-modul, E-modul og Poisson-forhold [Wikipedia, 2011a]:

$$G = \frac{E}{2(1+\nu)} \quad (4.20)$$

Dermed vil der også være en sammenhæng mellem Bulk-modulet og G-modulet, nemlig:

$$G = \frac{3K(1-2\nu)}{2(1+\nu)} \quad (4.21)$$

Selvom det indlysende, at Poissons-forhold vil ændre sig som funktion af volumen- og densitetsændring, antager [Jonsén and Åke Haeggblad, 2005, s. 201] en konstant værdi på 0,28. Schwer [Schwer, 2001] angiver dog et spænd for typiske Poissons-forhold for beton til mellem 0,15 og 0,2.

4.3.2 Parametermodellering

I projektet har det ikke umiddelbart været muligt, at gennemføre de beskrevne materialetest på pulveret, da hverken Aalborg Universitet eller Sintex råder over sådan et udstyr.

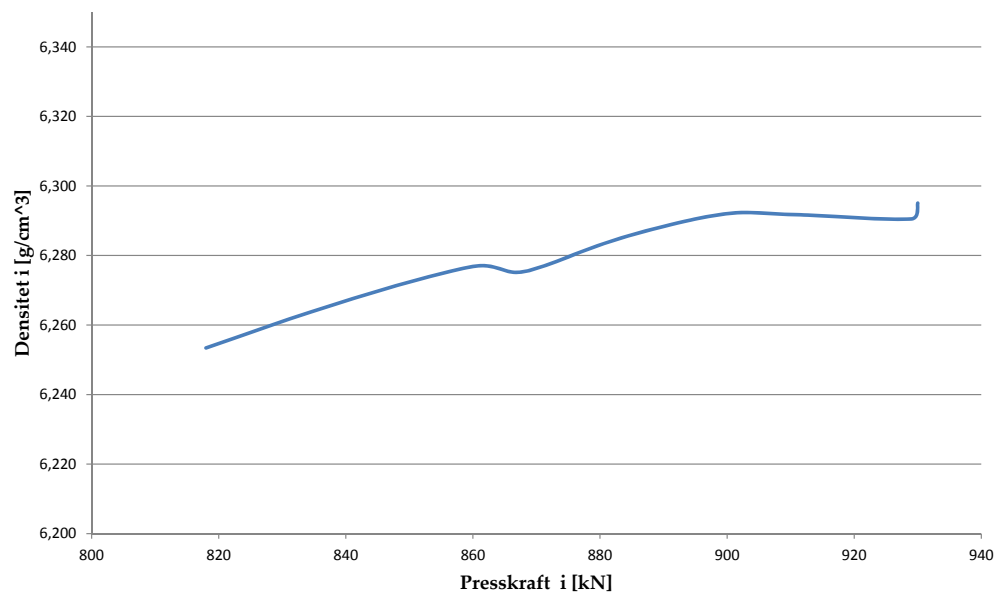
I stedet for at gennemføre konventionelle materialetest, vælges det, at bestemme materialeparametre udfra en invers problemstilling. Dette gøres ved at fitte eksperimentelle data til FE-modellen ved hjælp af Least Square Optimization. Metoden vil blive beskrevet i de følgende kapitler.

Indledende forsøg

Til den inverse problemstilling; at kunne bestemme materialedata ud fra Least Square Optimization, skal et af FE-modellens output fittes til et sæt fundne data.

Dét der er mest kendetegnende for pulverkompakteringen, er kraft-/vej-forløbet for processen. Disse data skal derfor findes.

Ved indledende forsøg har man erfaret, at selv om presstrykket blev øget fra 1200 MPa til 1500 MPa, skete der ikke en øgning i densiteten af emnet, se figur 5.1.



Figur 5.1: Graf for pressekraft over densitet.

Desuden sås der tydelige tegn på abbrassivt slid på siden af stemplet. På figur 5.2 på næste side

Dette indikerer helt klart, at der er kontakt mellem stempel og matrice, hvilket ikke er acceptabelt. For at få et retvisende datasæt for kraft-/vej-forløbet, er det eneste som ønskes målt, kontaktkræfterne mellem stempel og emne. Derfor må der ikke være kontakt mellem stemplet og andre værktøjsdele under eksperimentet.

Derfor udføres der en håndberegning på den maksimale radielle deformation af



Figur 5.2: RedWolf Small HE overstempel med tydelige rivninger og varmepåvirkede zoner på siden efter 2500 producerede emner.

stempelt. Denne elastiske bulning kompenseres der så for, ved at slibe stemplet.

5.1 Deformation af værktøj

Som ovenfor beskrevet, er der blevet kørt en forsøgsrække med stempler, udformet som illustreret på tegningen E.1 på side 100 i appendiks E på side 99.

Matricens indvendige diameter er $34,55 \pm 0,01$ mm og stemplets udvendige mål er $34,55_{-0,02}^{-0,04}$. Dette betyder at det mindste spil mellem matrice og stempel er 0,016 mm og det maksimale spil 0,05 mm.

Ved pulverkompakteringsprocessen påføres pressestempelt et tryk, som i en eller anden grad stukker stemplet og vil få det til at bulne. Denne elastiske udbøjning vil i det følgende blive beregnet.

I beregningen er der udelukkende taget højde for den del af stemplet, som er i indgreb med matricen.

Data for beregningen er som følger:

Beskrivelse	Symbol	Værdi	Enhed
Pressekraft	F	790	[kN]
E-modul	E	214	[GPa]
Indre diameter	d_i	19.35	[mm]
Ydre diameter	d_u	34.55	[mm]
Poisson-forhold	ν	0,3	-
Indgrebsstykke	L	15	[mm]

For at finde henholdsvis bulning og stukning af stemplet, skal spændingen i y-aksen samt tøjningen i både y- og x-aksens retning findes.

Spændingen i y-aksens retning kan således findes til:

$$\sigma_y = \frac{F}{\frac{\pi}{4} \cdot (d_u^2 - d_i^2)} = \frac{790000N}{643,46mm^2} \Rightarrow \sigma_y = 1,228 \cdot 10^3 [MPa] \quad (5.1)$$

Og tøjningerne er:

$$\epsilon_y = \frac{\sigma_y}{E} \Rightarrow \epsilon_y = 5,737 \cdot 10^{-3} \quad (5.2)$$

samt

$$\epsilon_x = -\nu \cdot \epsilon_y \Rightarrow \epsilon_x = -1,721 \cdot 10^{-3} \quad (5.3)$$

Hernæst kan ændringen i diameteren, bulningen, beregnes til:

$$\Delta d = d_u \cdot \epsilon_x \Rightarrow \Delta d = -0,059 [mm] \quad (5.4)$$

og stukningen af det stykke af stemplet, der er i indgreb med matricen:

$$\Delta l = \epsilon_y \cdot L \Rightarrow \Delta l = 0,086 [mm] \quad (5.5)$$

Det målte, faktiske spillerum mellem matrice og stempel er 0,016 mm, således vil stemplet komme i kontakt med matricen.

For at undgå kontakt i forsøget, korrigeres der for denne bulning, ved at slibe stemplet i en let koniske form, men en vinkel på 0,0955 grader. Figur F.1 på side 102 i appendiks F på side 102 viser et skaleret overstempel af denne geometri, tilpasset

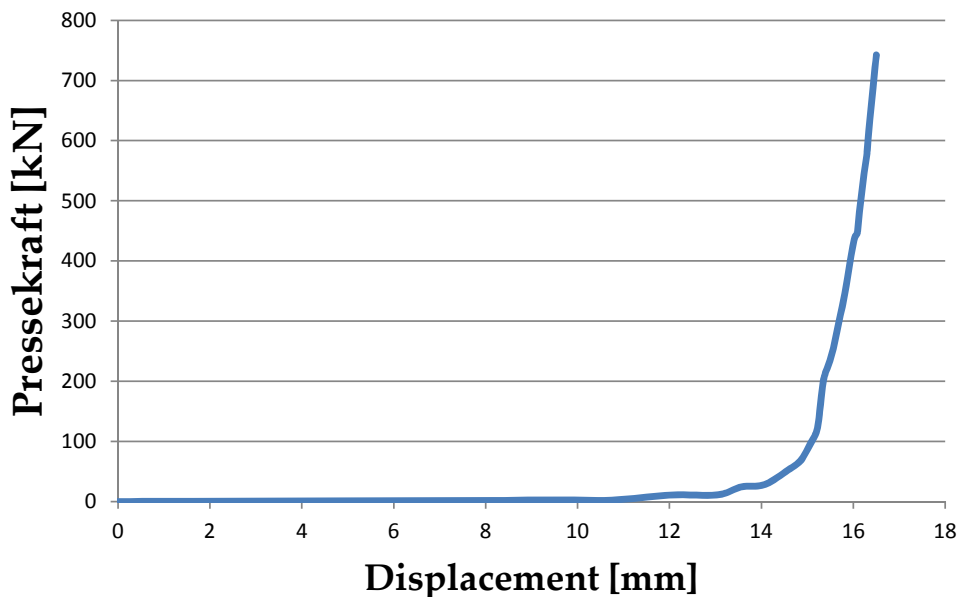
den mekaniske 15 tons Dorst-presse på Sintex. Desuden tages der yderligere 0,1 mm af diameteren, for at sikre, at der under ingen omstændigheder opstår kontakt.

5.2 Forsøgsbeskrivelse

Forsøgene udføres på 100 tons Frey. Da pressen er vejstyret, kalibreres pressen først, ved at presse emnet på sluthøjden 30 mm til en densitet på $6,3 \frac{g}{cm^3}$. Her aflæses stempelpositionen. Når maskinen er kalibreret, mindskes stemplets vandring trinvis, for hvert kompakteret emne, indtil emnerne ikke længere er konsolideret. Fyldhøjden er igennem hele forløbet 64,4 mm. Den øjensynlige densitet er således $2,9716 \frac{g}{cm^3}$.

For hver cyklus måles pressekraft, aftrækskraft, stempelposition og densiteten beregnes. Der foretages målinger, indtil det ikke længere er muligt at udtage et sammenhængende emne. Data for forsøget findes i Excel-arket "Resultater Uge 28", på CD.

Derved kan der plottes et kraft-/vej-forløb, som ses på figur 5.3.



Figur 5.3: Kraft-/vej-kurve for kompakteringsprocessen.

Et lignende sæt data fra simuleringens kraft-/vej-forløb, kan nu fittes til målepunkterne fra forsøget med optimerings-softwaren LS-Opt.

Parameterstudie

I afsnit 4.3.1 på side 36 beskrives inputparametrene i materialerutinens betydning for udseendet af Cap-fladen. Cap-ens udformning er direkte årsag til hærdeforløbet for kompakteringsprocessen, og dermed også afgørende for kraft-/vej-kurven. Parameterværdiernes betydning for simuleringens kraftforløb er dog ikke afklaret.

For at få indsigt i deres betydning, gennemføres der et studie af de parametre, der beskriver Cap-en samt for *Bulk*- og *G*-modul. Værdierne for de parametre, som beskriver brudfladen, α , β , γ og θ , holdes konstant.

Der gennemføres en initierende simulering, der anvendes som reference i parameterstudiet. Kraftresponset udlæses fra kontakfladetrykket mellem stempel og emne, her plottet som funktion af simuleringstiden. Det skal her bemærkes, at grundet ELFORM "15", omtalt i afsnit 4.1.2 på side 27, angiver LS-Dyna dette tryk som Newton per radian.

Værdierne til den initierende simulering, er fastsat dels ud fra værdier for "Distaloy AE"-pulver [Brewin et al., 2008, appendiks A.1] og [Jonsén and Åke Haeggblad, 2005], dels gennem "trial and error".

Inputkortet for referencen ser ud som følgende:

```
*MAT_GEOLOGIC_CAP_MODEL_TITLE
Pulvermateriale
$#      mid      ro      bulk      g      alpha      theta      gamma      beta
          5 2.1700E-9  15000.0  7734.0 100.00000  0.190000 100.00000  0.010000
$#      r      d      w      x0      c      n
 2.950000 0.005000 0.606531 0.200000  0.000  0.000
$#      plot      ftype      vec      toff
 3.000000 2.000000 1.000000  0.000
```

Kraftresponset fra referencen sammenholdes med ditto respons fra parameterstudierne, hvorefter værdiernes betydning kan kortlægges.

Parameterstudiet gennemføres ved at sætte henholdsvis én høj og én lav værdi for de fire værdier, som beskriver Cap-en samt *bulk*- og *G*-modulet. Værdierne der anvendes er:

6.1 Referencekurven

Parameter	Referenceværdi	Høj værdi	Lav værdi
Bulk	15000	25000	10000
G	7734	13734	2734
R	2.95	3.3	2.0
D	0.005	0.05	0.001
W	60653	0.806531	0.406531
X₀	0.2	100	0.0001

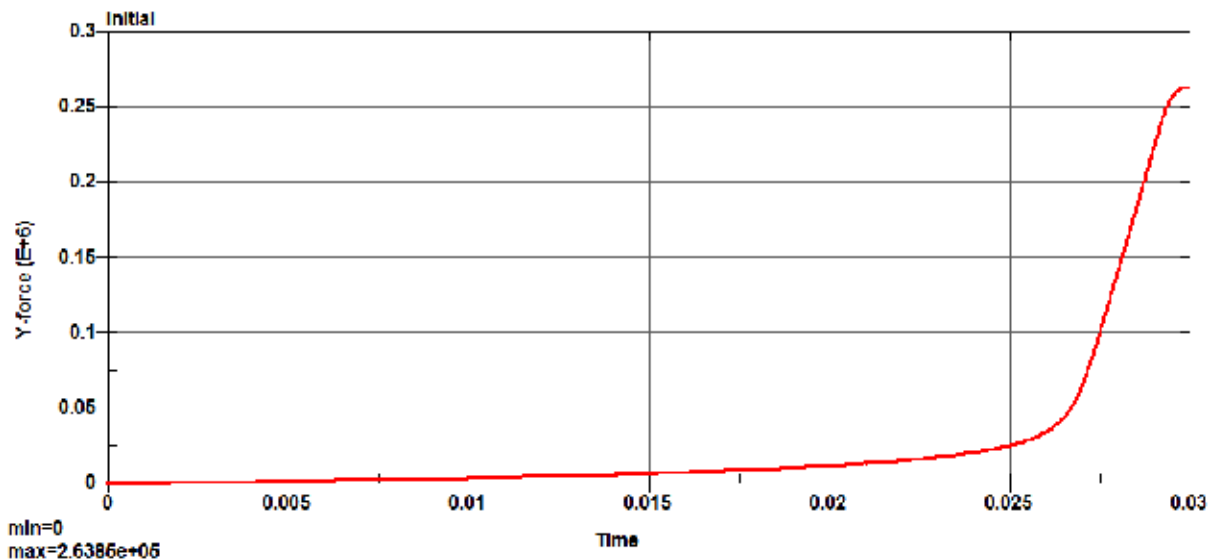
Tabel 6.1: Høj og lav værdi for inputparametre til parameterstudiet.

For direkte at kunne sammenligne resultaterne, holdes samtlige de andre parametre konstante.

Parameterstudiet anvendes desuden til at finde fornuftige startværdier for inputparametre til optimeringen. Det vil være hensigtsmæssigt at vælge disse værdier, således at kraft-/vej-responset fra kontaktfladen mellem stempel og emne i simuleringen, ligger så tæt op ad den eksperimentelt fundne kraftkurve som muligt, da optimeringen så formentlig hurtigere vil være i stand til at finde et optimum.

6.1 Referencekurven

Kraftresponset for referencen er udlæst på figur 6.1

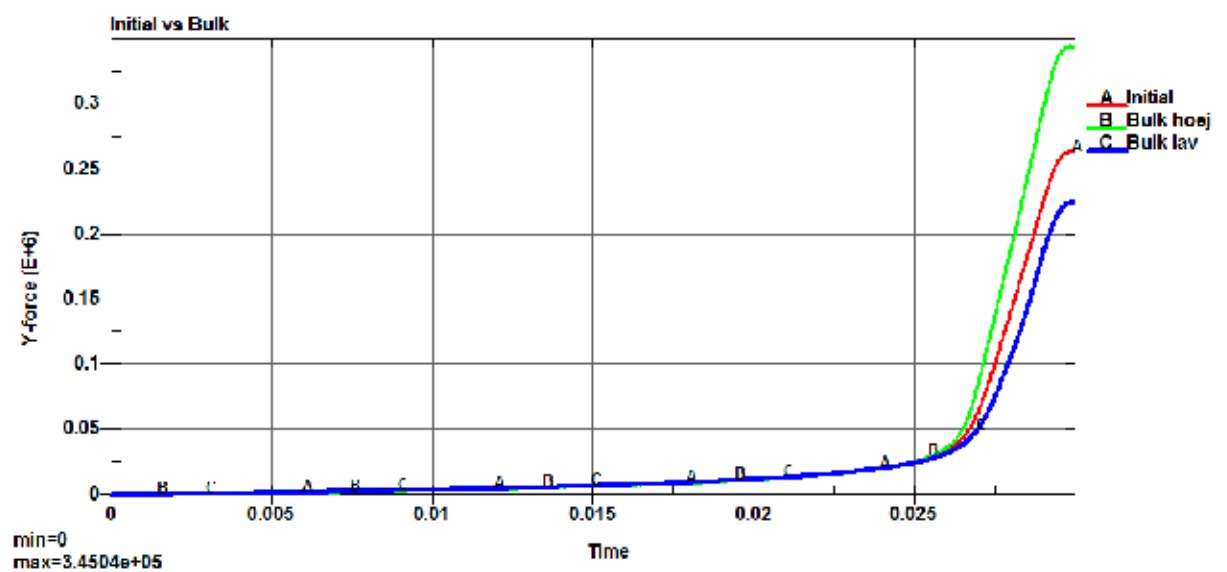


Figur 6.1: Kraft-/tidsrespons for den referencen.

Som det ses, svarer den maksimale pressekraft til simuleringens sluttid, hvilket også er stemplets slutposition. Kraften svarer til et tryk på 1.657.000 Newton.

6.2 Bulk- og G-modul

Kurverne for henholdsvis høj og lav *Bulk*-værdi plottes nu mod referencen.

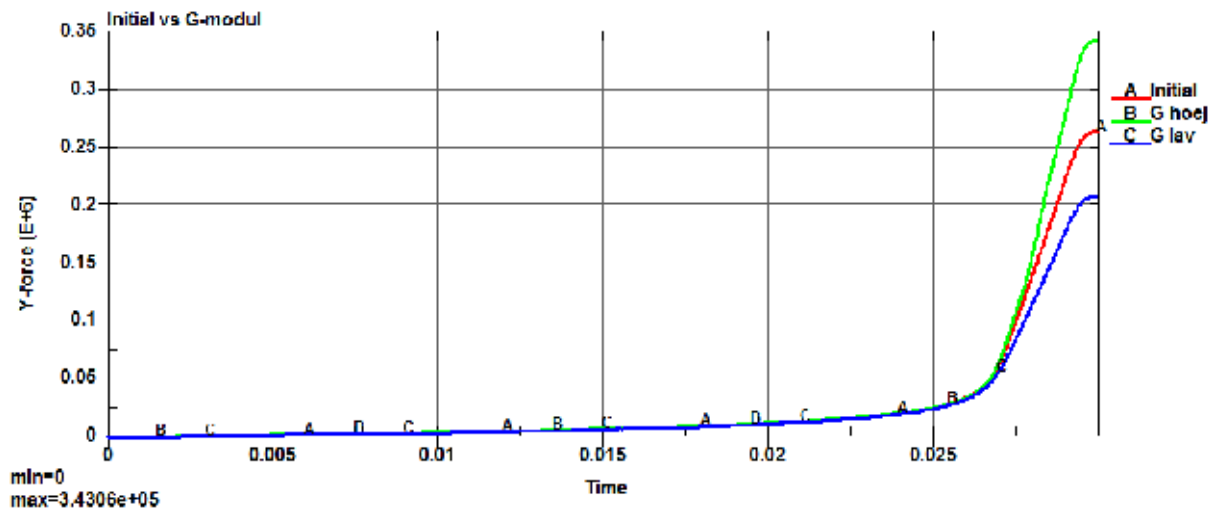


Figur 6.2: Studie over parametre for *Bulk*-modul.

Bulk-modulet, der indsættes i materialemodellen, er det for det indlende, udeformede materiale og er defineret som materialets modstand mod at blive komprimeret. I starten af kompakteringsprocessen er der ingen synlig forskel. I slutningen stiger pressekraften, jo højere værdien sættes.

Det bør her bemærkes, at der er en entydig sammenhæng mellem *Bulk*-modulet og *G*-modulet, som her holdes konstant. Se også ligning 4.21 på side 40.

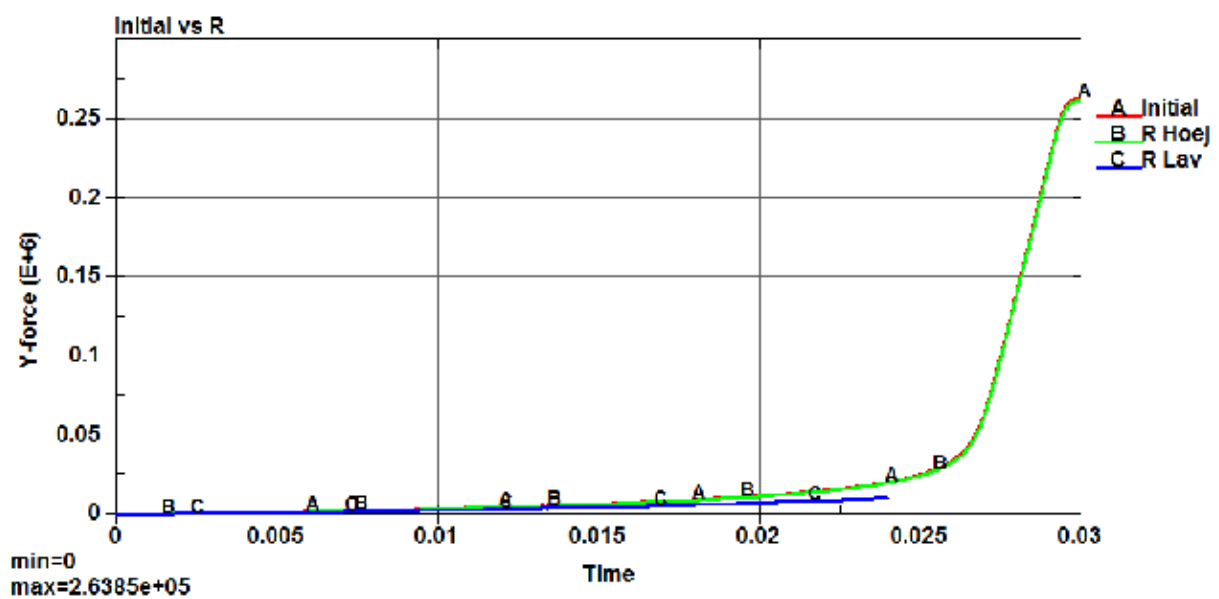
Samme tendens som for *Bulk*-modulet, ses for *G*. Hvor en høj værdi for *G* med fører en kraftigere stigende kurve i slutningen af simuleringen.



Figur 6.3: Studie over forskellige værdier for G -modul.

6.3 R

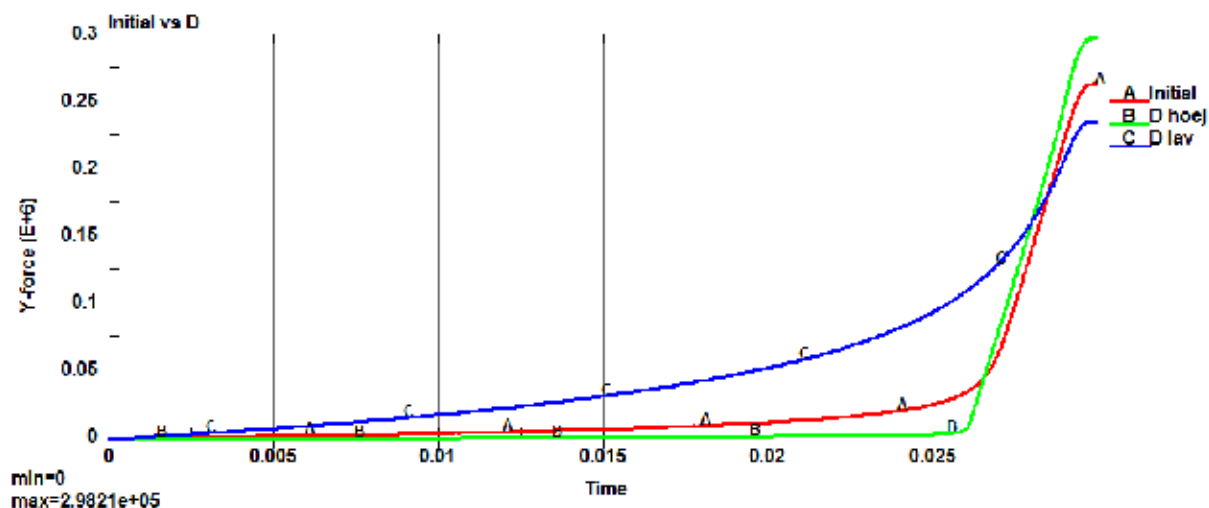
Som bekendt er R værdien som styrer ellipticiteten af Cap-en. Den angiver således forholdet mellem højden og bredden af den kvarte ellipse, som Cap-en udgøres af. På figur 6.4 ses et plot over reference-kurven og henholdsvis en høj og en lav værdi af R . Det skal bemærkes, at hvis værdien for R bliver for lav, hvilket betyder at Cap-ens flade nærmer sig en cirkelbue, vil simuleringen have svært ved at tackle det. Beregningen for R -lav er afbrudt, hvilket kurven også viser.



Figur 6.4: Studie over forskellige værdier for R .

6.4 D

Som antyd det ved illustrationen 4.9 på side 39, er D den hærdekoefficient, som styrer, hvor hurtigt materialet går imod fuld densitet. Dette er med al tydelighed også vist på figur 6.5.



Figur 6.5: Studie over forskellige værdier for hærdekoefficienten D .

6.5 W og X0

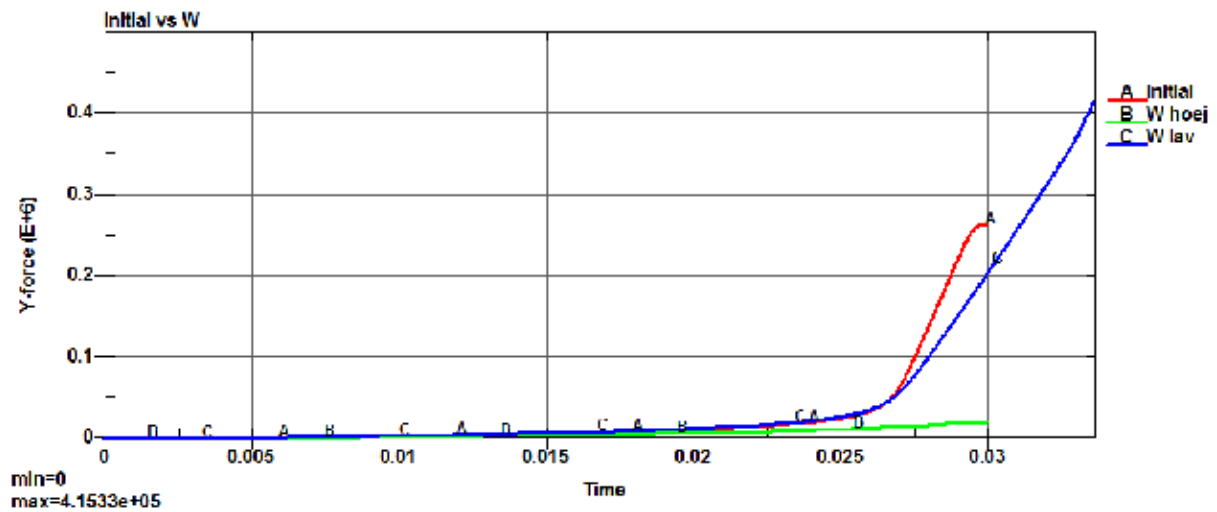
Definitionen af W er

$$\varepsilon_{vol}^p = \ln \frac{\text{initialdensity}}{\text{finaldensity}} \quad (6.1)$$

Således må W angive, hvornår emnet her opnår fuld densitet, som funktion af stempelvandring. Sættes værdien højt, vil emnet deror blot opnå en ringe densitet ved samme stempelvandring og slutkraften vil derfor være lav. Sættes værdien derimod lavt, opnår emnet hurtigt en høj densitet, der medfører at pressekraften stiger mere brat.

Figur 6.6 på den følgende side viser dette. Her skal det bemærkes, at simuleringen med lav W -værdi afbrød, hvorfor både skaleringen t_{ssfac} blev ændret til 0.05 mod 0.07 i referencen, desuden blev simuleringstiden indstillet til 0.04 i *CONTROL_TERMINATION, fremfor 0.03. Derfor også et anderledes tidsforløb for kurven "W høj".

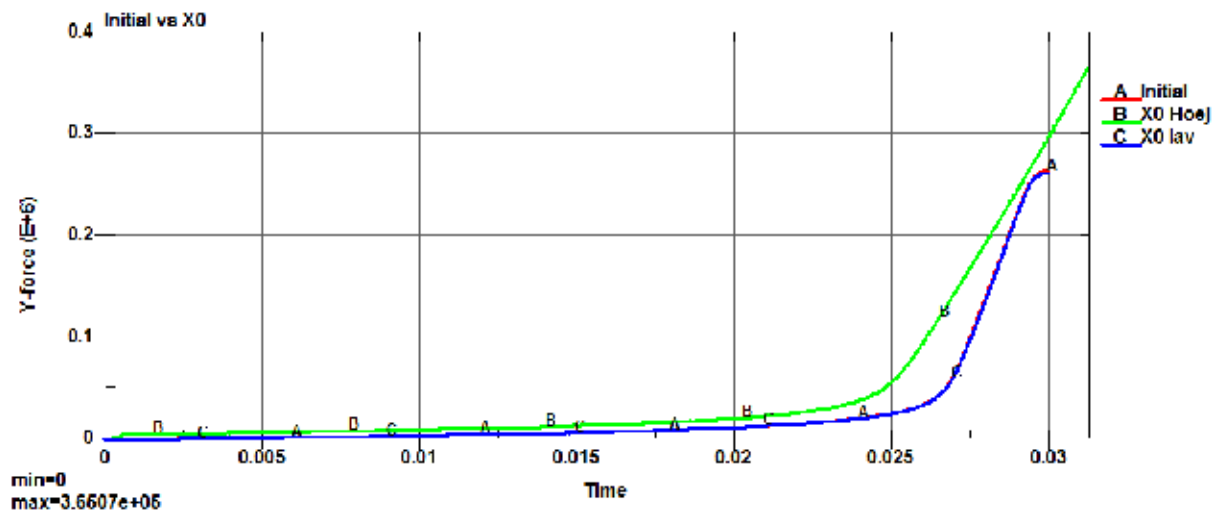
6.6 Delkonklusion



Figur 6.6: Studie over forskellige værdier W .

Simuleringen for W -høj, afbrød også efter knapt 8 timers beregningstid.

X_0 sætter Cap-fladens indledende skæring med akse for det hydrostatiske tryk. Også her var der problemer med robustheden.



Figur 6.7: Studie over forskellige værdier X_0 .

6.6 Delkonklusion

Som de fremgår af studiet, optræder der store stabilitetsproblemer ved flere af studierne, hvis parameter værdierne for:

R bliver sat for lavt, og Cap-en dermed bliver mere cirkulær

D bliver sat højt, da den maksimale densitet så hurtigt opnås og kraften derefter stiger

drastisk

W sættes lavt, hvilket igen relaterer til en hurtigt stigende densitet, som funktion af komprimeringsgrad (her stempelvandring)

X_0 sættes lavt

Under parameterstudiet, er samtlige de andre parametre holdt konstant. Det kan derfor formodes, at en uheldig kombination af de ovenfor beskrevne parameterverdier, vil resultere i yderligere markante robusthedsproblemer.

Simuleringen vil, hvis den afbryder, komme med følgende fejlmeddelelse:

```
*** Error 40735 (SOL+735)
    cap model failure mode iterations unconverged
    iterations: 100 fe: 4.3572E+23
```

Fejlmeddelsen er direkte koblet til materiale 25. Sandsynligvis bliver tøjningsinkrementerne per tidsstep så store, at plasticitetsalgoritmen ikke kan håndtere beregningerne længere, hvorefter den afbryder beregningen. Herefter må simuleringen startes forfra. Under parameterstudiet har det været muligt at kreere en genstartsfil og starte simuleringen med ændrede tidsstep, umiddelbart inden det sted, hvor den afbrød.

Denne mulighed er ikke tilstede ved en optimering.

En måde dette kan løses på, er ved at reducere tidssteppet [DYNAmore GmbH, 2011].

I parameterstudiet ovenfor er tidssteppet for de af simuleringerne der afbrød, blevet reduceret i en sådan grad, at gennemløbstiden for simuleringen blev over syv timer, hvorefter simuleringen alligevel afbrød.

6.6.1 Valg af parametre

Ud fra det ovenfor beskrevne parameterstudie, skønnes inputværdierne for materialeparametrene til det nedenstående materialekort:

```
*MAT_GEOLOGIC_CAP_MODEL_TITLE
Pulvermateriale (Endelige parametre)
$#      mid      ro      bulk      g      alpha      theta      gamma      beta
        5 2.9716E-9  15000.0  7734.0 100.00000  0.190000 100.00000  0.010000
$#      r      d      w      x0      c      n
        2.950000  0.005000  0.754621  0.200000  0.000  0.000
$#      plot      ftype      vec      toff
        3.000000  2.000000  1.000000  0.000
```


Least Square Optimization

Udviklingen indenfor computerhardware samt tilhørende simuleringsværktøjer, har muliggjort beregninger af komplicerede produktionsprocesser. Nøjagtigheden af disse afhænger dog stadig af valide materialedata. Disse materialedata kan, som tidligere beskrevet, være vanskelige at fremskaffe.

Indenfor metalformgivning er eksempelvis en af de vigtigste karakteristika den sande flydespænding, dækkende for hele tøjningsområdet for fremstillingsprocessen. Ofte er denne egenskab bestemt via en enakset trækprøve, eftersom denne test er relativ simpel at gennemføre. Denne form for materialeprøve dækker dog ikke hele tøjningsområdet og kan således ikke vise flydespændingen for større tøjninger, da den bliver begrænset af lokal indsnøring og brud i emnet, og tøjninger 0,4 i sand tøjning kan således kun sjældent findes. I formgivningsprocesser kan den sande tøjning nemt komme op over 1,0. Hvis materialeparametrene for dette område derfor skal findes, vil en ekstrapolering af spændingskurven ofte være en anvendt metode. Denne løsningsmetode kan dog afvige fra virkeligheden, som så igen vil akkumulere en fejl og medføre et fejlagtigt billede af resultaterne [Faurholdt, 2000].

For pulverkompakteringen kan det være vanskeligt at finde retvisende materialeparametre, der er gældende for hele kompakteringsforløbet. Disse er stærkt afhængige af pulverkornenes størrelse og geometriske udformning, dets fyldedensitet, hårdheden samt hærdeforløbet (lineært eller ikke-lineært). Under kompakteringen er parametrene endvidere afhængige af pakningsforløbet og dermed også den tilsyneladende relative densitet, friktion mod værktøjerne, men også intern friktion kornene imellem.

I stedet for at gennemføre kostbare materialetest, kan problemstillingen, at fremskaffe retvisende værdier for materialeparametre til den konstitutive model, også formuleres som en inverst problem.

Anvendelsen af Finite Element simuleringer til at finde frem til konstitutive materialeparametre, har i de seneste år vundet mere og mere indpas i industrien, og det har vist sig at være en ganske effektiv måde, eftersom randbetingelser og andre fysiske parametre vil kunne tages i betragtning. Således vil en finite element model kunne kombineres med en iterativ optimeringsalgoritme, baseret på en ikke-lineær Least Square Optimization (mindste kvadraters metode), som i praksis udfører

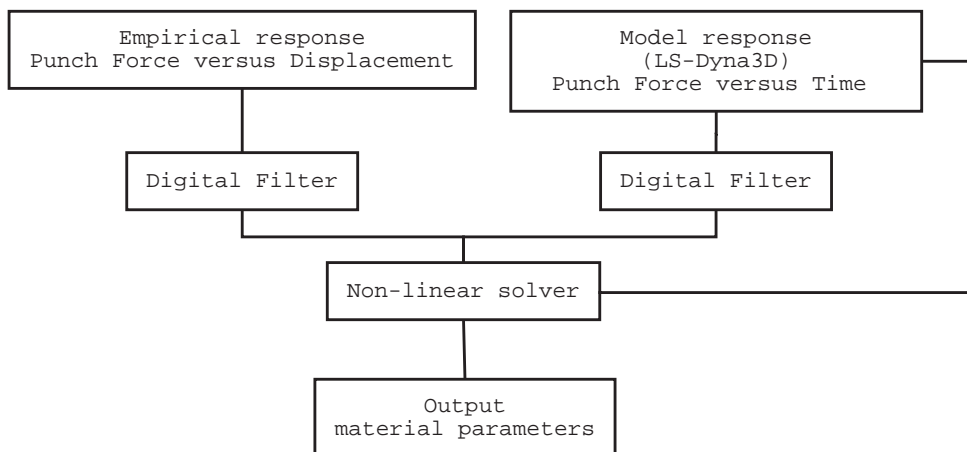
en sensitivitetsanalyse af designvariablerne, som i dette tilfælde vil være de de konstitutive materialeparametre [Faurholdt, 2000].

For at kunne finde frem til disse materialeparametre, skal en objektfunktion defineres efter mindste kvadraters metode (Least Square). Denne vil da kunne angive fejlen mellem de eksperimentelle data og simuleringens resultater, og vil iterativt forsøge at mindske denne, for derigennem at finde et optimum - de ønskede og optimerede parametre.

Objektfunktionen anvendt til least square optimering i projektet, er udviklet og udlånt af Benny Endelt og tilpasset projektets problemstilling [Ørtoft Endelt, 2003, s. 195 - 204]. Objektfunktionen herfor findes i appendiks K på side 127.

7.1 Den inverse optimering

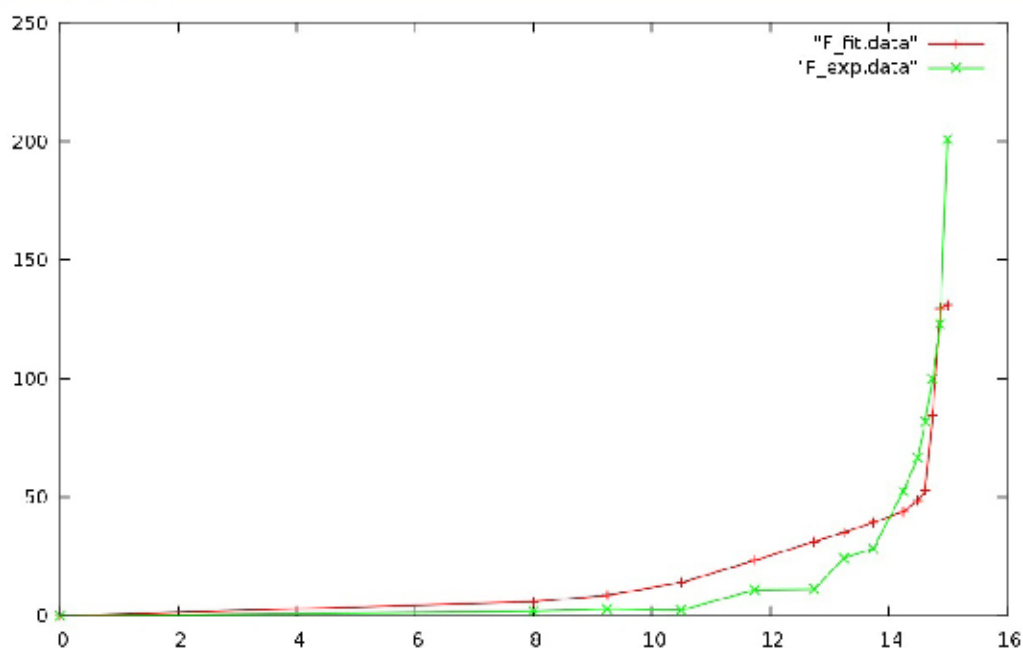
Grundidéen for den inverse modellering er, ved hjælp af en optimeringsalgoritme, iterativt at fitte en matematisk numerisk model til et sæt af eksperimentelle data, via Finite Difference metoden. I projektets problemstilling fittes data for kraft-/vej-forløbet fra henholdsvis eksperiment og simulering. Figur 7.1 illustrerer arbejdsmetoden for algoritmen. Opgaven består i minimering af fejlen (kostfunktionen) mellem det eksperimentelle og det numeriske respons, for på den måde at udlede materiaaleparametrene.



Figur 7.1: Illustration af de komponenter, der indgår i den inverse problemstilling [Ørtoft Endelt, 2003, s. 71].

For hver iterationstrin, udlæser algoritmen et kraftrespons fra den numeriske analyse og sammenholder med de eksperimentelle data. Dette er illustreret i figur 7.2 på næste side.

De indledningsvise materialeparametre fra parameterstudiet fra afsnit 6 på side 45, bliver implementeret i inputfilen, `lsopti.in`, som findes i appendiks L på side 131.



Figur 7.2: Eksempel på plot mellem henholdsvis de eksperimentelle data og det numerisk tilpassede kraftrespons.

Heri sættes ligeledes øvre og nedre grænser for værdierne samt inkrementstørrelsen til beregning af nye parameterverdier.

7.2 Robusthed

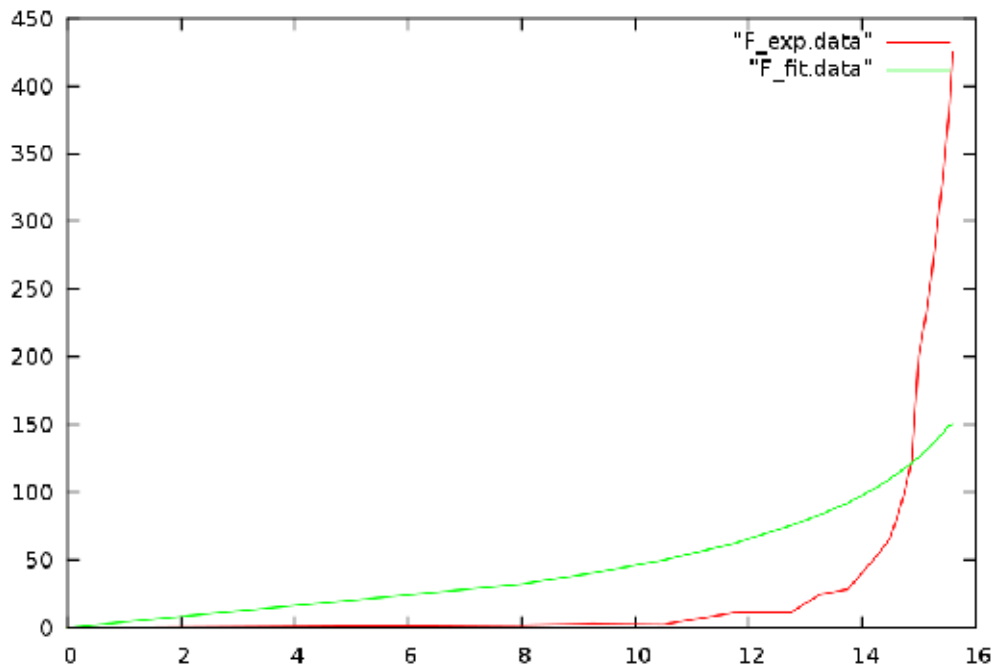
Som det fremgår af afsnit 6.6 på side 50, er der, ved visse værdier for inputparametrene i materialekortet, store robusthedsproblemer, hvorfor tidssteppet har måttet reduceres drastisk. Dette har medført en høj gennemløbstid. Ved optimeringen er en lang gennemløbstid for en enkelt beregning ikke acceptabel, eftersom hele optimeringen så vil tage dage, hvis ikke uger at gennemføre. En gennemløbstid for én enkelt simulering på fem timer, er derfor uacceptabel.

Der vil derfor skulle skabes et kompromis mellem stabilitet og gennemløbstid. Det er tvingende nødvendigt, at de enkelte simuleringer kan gennemføres uden afbrydelser, for at opnå et brugbart resultat fra optimeringen. Afbryder et simuleringsgennemløb, vil gradienten for denne simulering blive voldsom høj, og det vil derfor ikke være mulig for algoritmen, at tilpasse et nyt sæt værdier til den næste iteration. Med andre ord, vil optimeringen ikke medføre en brugbar løsning.

Robusthedsproblemerne optræder oftest hen imod slutningen af beregningen, hvor kraftresponsen stiger drastisk. Således vil en reduktion af stempelvandringen eventuelt kunne give en større stabilitet. Dette gøres ved at undlade de sidste målepunkter fra de eksperimentelle data, så udelukkende data til og med en stempelvandring på 15,6

mm medtages. Den stempelvandring, der anvendes i inputfilen til optimeringen, skal nu også tilpasses denne værdi.

Et plot af eksperimentelle og numeriske data, med reduceret stempelvandring ses på figur 7.3.

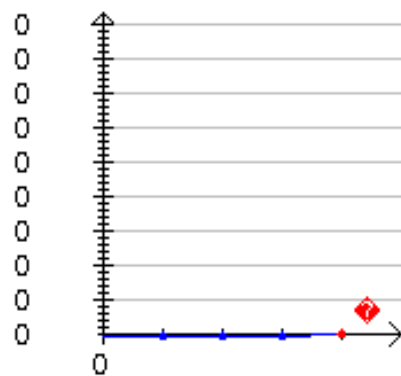


Figur 7.3: Plot af eksperimentelle og numeriske data for reduceret stempelvandring.

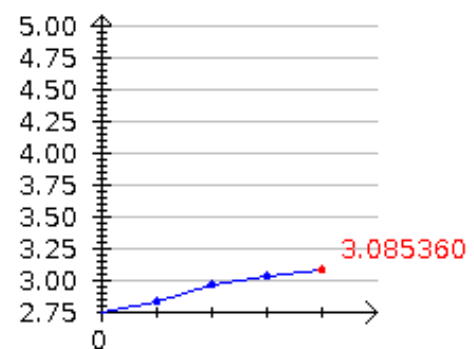
7.3 Resultater

Selvom stempelvandringen blev reduceret har det ikke været muligt, at opnå en for optimeringen robust model, samtidig med en acceptabel gennemløbstid.

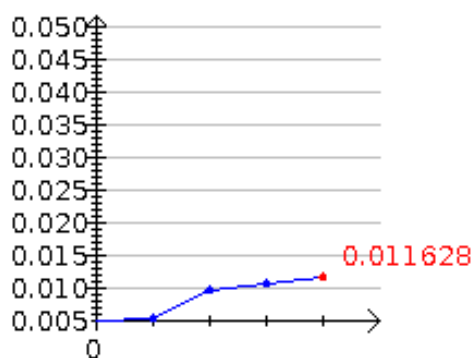
Ved flere gennemløb er det forsøgt at komme frem til et fornuftigt sæt parameter-værdier, men uden at det er lykkedes. Hver gang er simuleringen afbrudt, hvorfor kostfunktionen ikke har kunne reduceres yderligere. Se også figur 7.4 på modstående side. De data der er anvendt til de forskellige iterationer af optimeringen, forefindes på CDen.



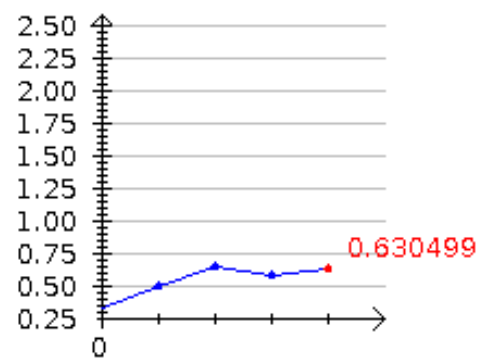
(a)



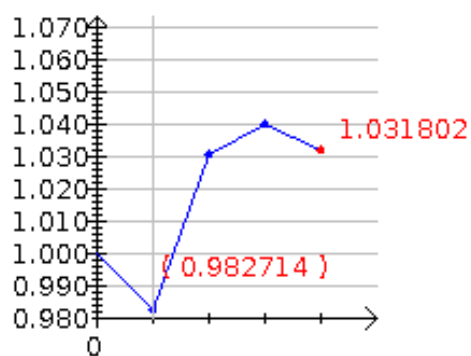
(b)



(c)



(d)



(e)

Figur 7.4: Grafer for optimeringsgennemløb 2 over værdier for (a) Kostfunktionen. (b) R . (c) D . (d) W . (e) X_0 .

Endvidere er det forsøgt at reducere tidssteppet, ligeledes uden positivt resultat.

Validering af modellen

Selvom optimeringen ikke gav noget brugbart resultat, medførte parameterstudiet at der kunne fastlægge fornuftige værdier for materialeparametrene.

Det endelige materialekort ser ud som følger:

```
*MAT_GEOLOGIC_CAP_MODEL_TITLE
pulvermateriale
$#      mid      ro      bulk      g      alpha      theta      gamma      beta
      5 2.9716E-9  15000.0  7734.0 100.00000  0.190000 100.00000  0.010000
$#      r      d      w      x0      c      n
      2.950000  0.005000  0.754621  0.200000  0.000  0.000
$#      plot      ftype      vec      toff
      3.000000  2.000000  1.000000  0.000
```

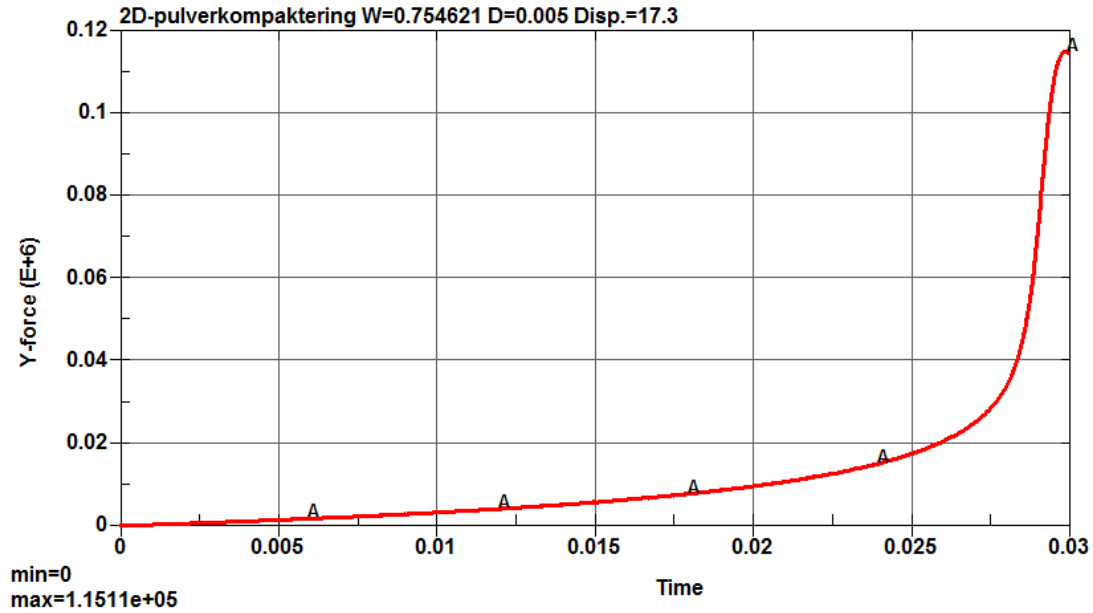
Ved simulering med denne indstilling af materialeparametre, følger kraftresponset fra den numeriske analyse tilnærmelsesvist den fra eksperimentet. Se figur 8.1 på næste side. Som tidligere fastslået, vil den maksimale elastiske deformation, og dermed radielle forskydning af stempel og matrice, forekomme ved det maksimale presstryk. Fra de eksperimentelle data vides det, at det maksimale tryk i processen cirka er 750 kN.

Det maksimale kraftrespons fra den numeriske analyse er $1,1511 \cdot 10^5$ N per radian, svarende til 725 kN, mod 750 kN fra eksperimentet. En afvigelse der vurderes at være acceptabel.

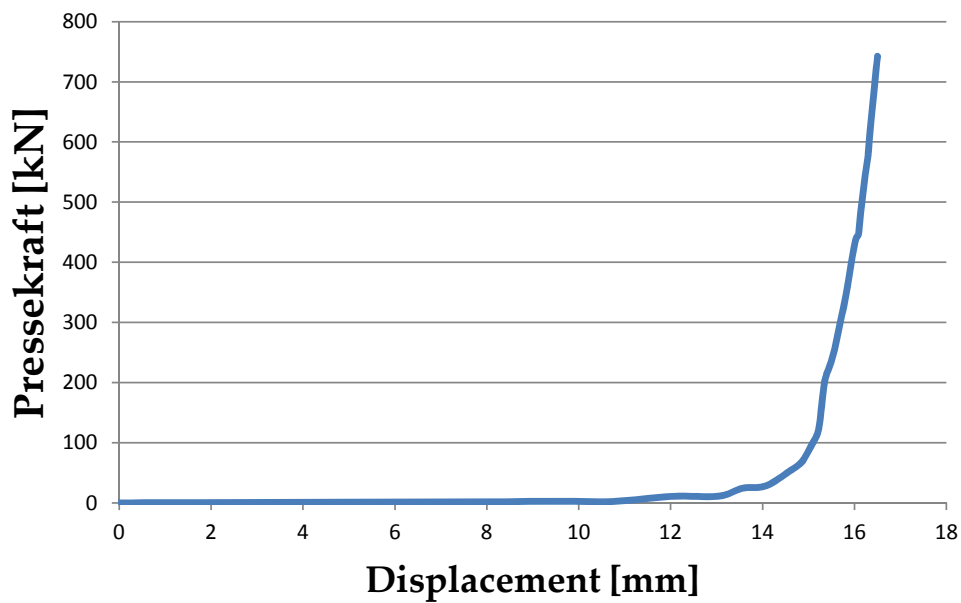
8.1 Densitetsfordeling

Modellen valideres ved at plote den volumetriske plastiske tøjning i den numeriske analyse, denne er ækvivalent med densiteten. Ved at sætte parameteren `plot` i materialekortet til værdien "3", er det muligt med LS-PrePost at plote den volumetriske plastiske tøjning, med funktionen "Effective Plastic Strain" under fane 1, `Fcomp`.

Sammenlignes udviklingen af densiteten fra den numeriske analyse med figur

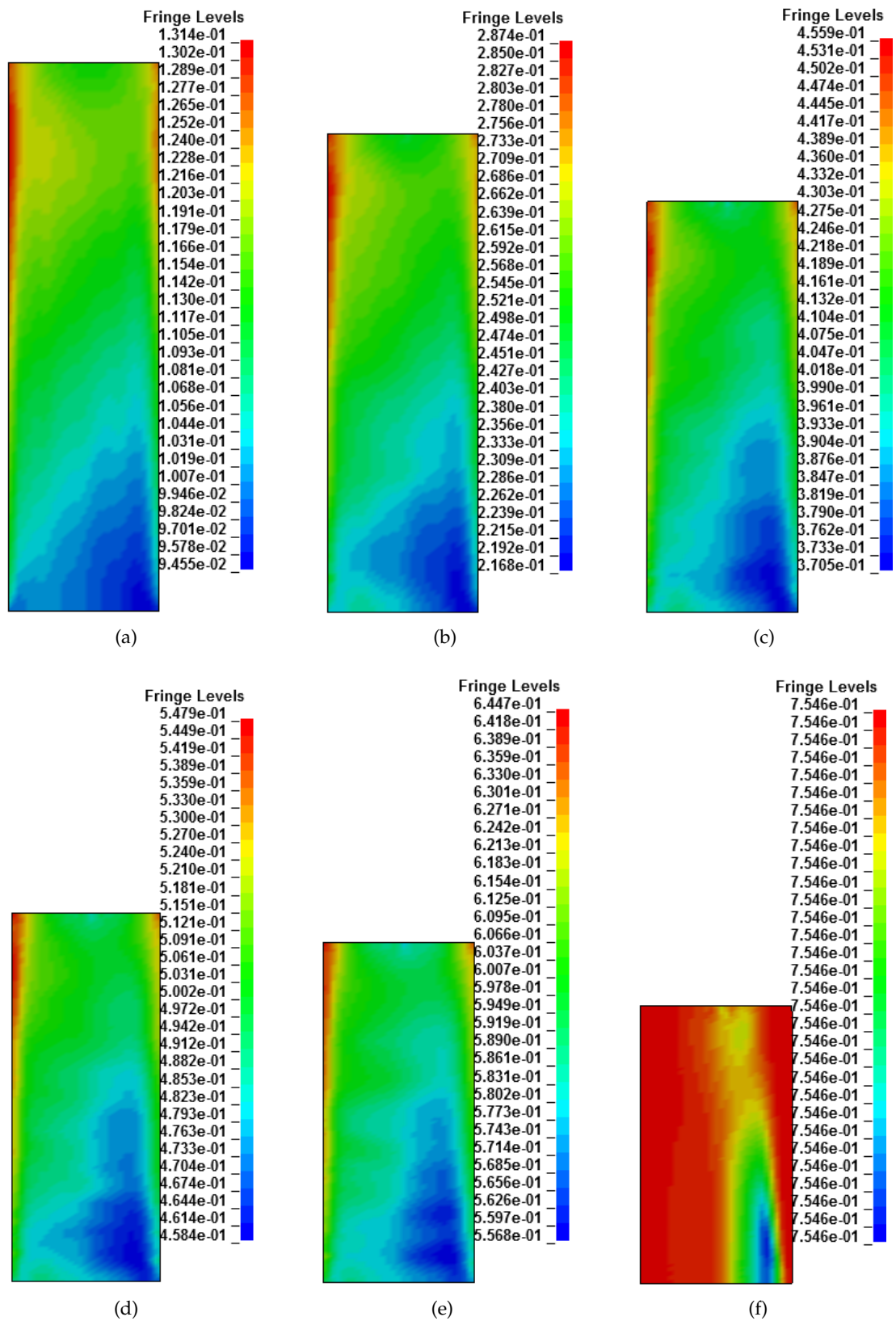


(a)



(b)

Figur 8.1: Sammenligning af kraftresponset fra (a) Simuleringen (b) Eksperimentet. Bemærk, at responset fra den numeriske beregning er illustreret som Newton per radian og som funktion af simuleringstid.



Figur 8.2: Trinvis densificering af emnet. Skalaen repræsenterer værdien for W , der til sidst ender på værdien 0,754621, sat i materialekortet i inputfilen. Den maksimale værdi for W på 0,754621 svarer til fuld densitet på $6,3 \frac{g}{cm^3}$. Bemærk ændring i skala.

8.3 på modstående side fra [Pérez-Foguet et al., 1997, s. 8], der viser kompaktering af et cylindrisk emne, hvor matricen er stationær og udelukkende overstemplet bevæges, ses klart samme tendens og en god overensstemmelse. De øverste hjørner af emnet vil densificere hurtigere, hvorefter densiteten udvikler sig ned igennem emnet, som også teorien beskriver udviklingen af densiteten for uniaksial pulverkompaktering. Friktionen mellem emne og de omgivende værktøjer samt intern i emnet gør, at densiteten i midten af emnet og i bunden, ikke vil opnå så høj en densitet. Dette ses ligeledes på figur 2.1 på side 8.

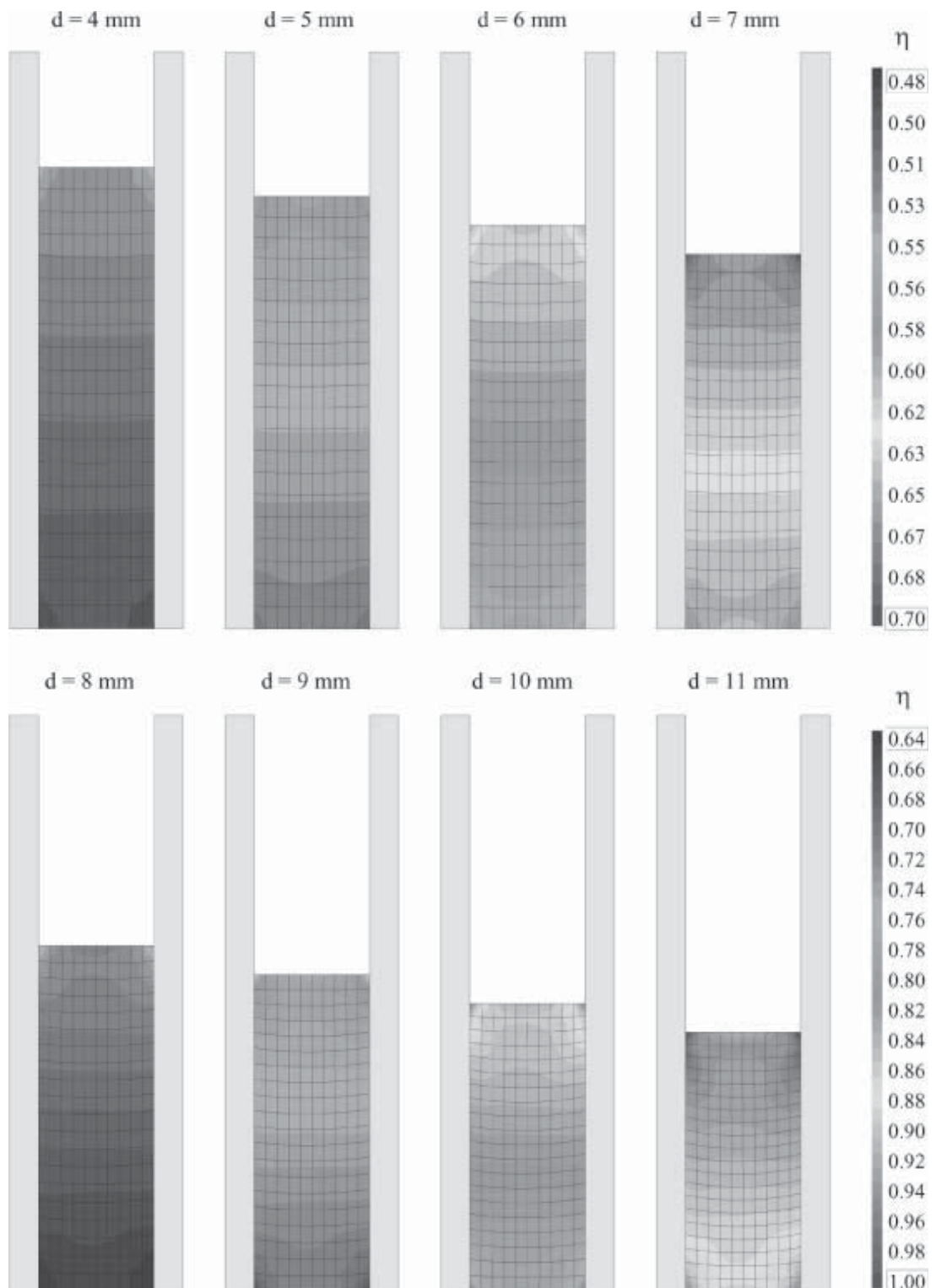
For at kunne sammenligne de numeriske resultater for densitetsfordelingen med densiteten i RedWolf Small HE magneten, er densiteten af emnet blevet opmålt på Gamma-Densomaten på Sintex.

Densitetsforløbet holdes op imod, hvad andre har fået af resultater for densitetsfordeling af cylindriske emner (eventuelt billede af fordelingen fra indledningen), desuden sammenholdes resultaterne med densitetsfordeling som blev fundet via gamma-densomaten på Sintex. Husk at skrive, at den ikke er god til at give den absolutte værdi, men den kan på påpege tendensen af fordelingen. Måleusikkerhederne skyldes, at den skyder bølger ind mod emnet og opfanger dennes repons, som den holder op imod en database. Den frekvens som apparatet sender ud med, er meget lig den for neodym, hvorfor det kan give anledning til usikkerheder.

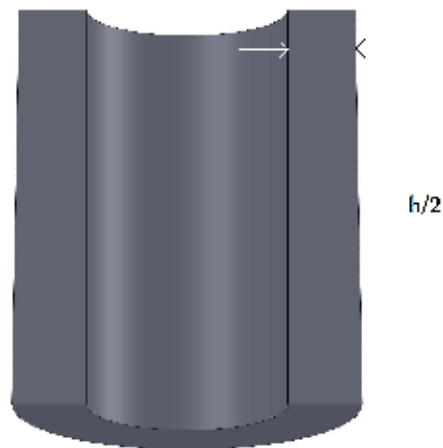
Udviklingen af densiteten i FE-analysens rigtighed, godtgøres ved at sammenholde denne, med udviklingen vist i figur 8.3 på modstående side, der har samme udvikling.

Densomaten virker på den måde, at den skyder gammastråler ned på emnet. Disse vil gennemtrænge emnet og reflektere bølger tilbage med bestemte frekvenser, alt efter hvilket materiale der måles på. Sammensætningen af emnet der skal måles samt tykkelsen af emnet indtastes i maskinen og de reflekterede bølgefrequenser sammenholdes med et referencebibliotek, hvorefter en gennemsnitsdensitet for tværsnittet af tykkelsen vises.

Til målingen er emnerne blevet skåret over på tværs, hvorefter densiteten er blevet målt henover tværsnittet af emnet.

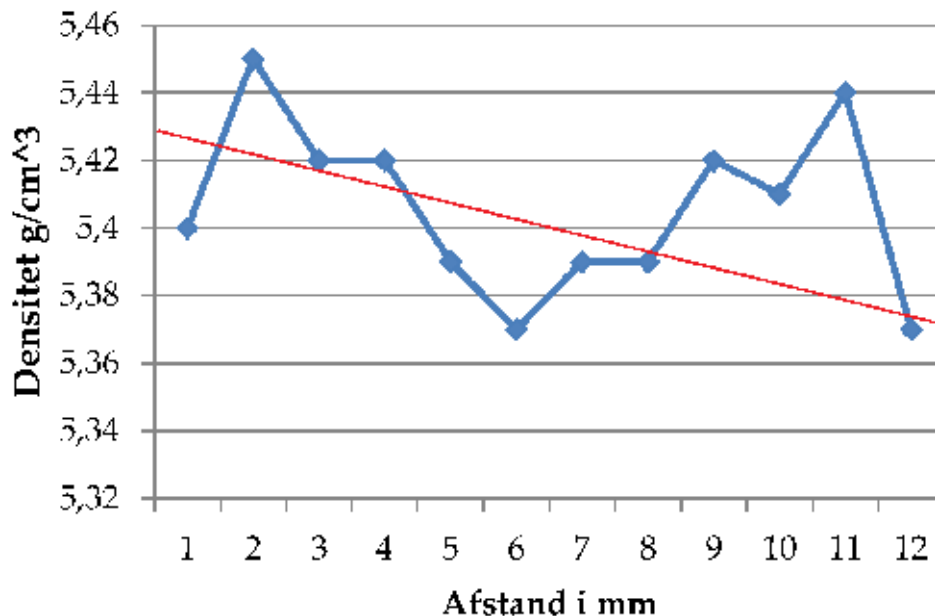


Figur 8.3: Trinvis udvikling af densiteten for cylindrisk emne, hvor kun overstemplet bevæges. Bemærk: to forskellige skalaer [Pérez-Foguet et al., 1997, s. 8].



Figur 8.4: Skitse over densitetsmålingen.

Der måles i 12 punkter, startende 1 mm fra toppen og med skridt på 1 mm nedefter. Resultatet af målingen ses på figur 8.5.



Figur 8.5: Densitet henover tværsnittet af RedWolf Small HE-emnet, målt fra top til midt på emnet. x-aksen angiver afstanden i mm fra toppen af emnet. Den røde linje angiver tendensen.

Da refleksionsfrekvensen for Neodym ligger tæt på den frekvens, som maskinen selv udsender, har maskinen svært ved at bestemme densiteten, og det skal derfor understreges, at der snarere er tale om en tendens for densiteten, i stedet for en absolut værdi.

Her skal der påpeges, at friktionen internt i pulveret under kompaktering samt friktion mellem pulver og omgivende værktøjer har stor indflydelse på densitetsfordelin-

gen [Al-Quereshi et al., 2005, s. 141], [Briscoe and Rough, 1997] og [Pérez-Foguet et al., 1997]. Og tendenslinjen antyder da også, at densiteten henimod midten af emnet er mindre end i toppen.

I processen på Sintex vil matricen bevæge relativt til stemplet. Dette vil skabe en mere homogen fordeling af densiteten henover emnet. Denne bevægelse af matricen er negligeret i simuleringen. Dette vurderes dog ikke at have den store betydning for den maksimale proceskraft, som medfører den totale elastiske deformation.

På baggrund af ovenstående, anses FE-modellen som valid.

Værktøjsoptimering

Når klemning mellem stempel og matrice skal undgås, er det en nødvendighed, at værktøjerne udformes på en sådan måde, at der tages højde for den totale elastiske deformation af både stempel og container. Under kompakteringen vil stemplet, grundet kontaktrykket mellem stempel og emne deformere, men pulveret vil ligeledes trykke mod matricen, så denne også forskyder radieelt.

Fordi der i den numeriske model ikke er noget spillerum mellem stempel og matrice og da der ikke er defineret nogen kontakt mellem disse, vil stemplet uhindret penetrere denne. Den afstand der således ønskes kompenseret for, vil være den givne penetrering, for den del af stemplet, som er i indgreb med matricen.

Forskydningen i radial retning (X -aksen) af stempel og matrice udlæses ved at markere kantknuderne for henholdsvis stempel og matrice, henholdsvis illustreret på figur 9.1 på den følgende side og 9.2 på side 69, og derefter plotte deres forskydning i x -aksens retning.

Herefter kan afstanden for penetreringen måles.

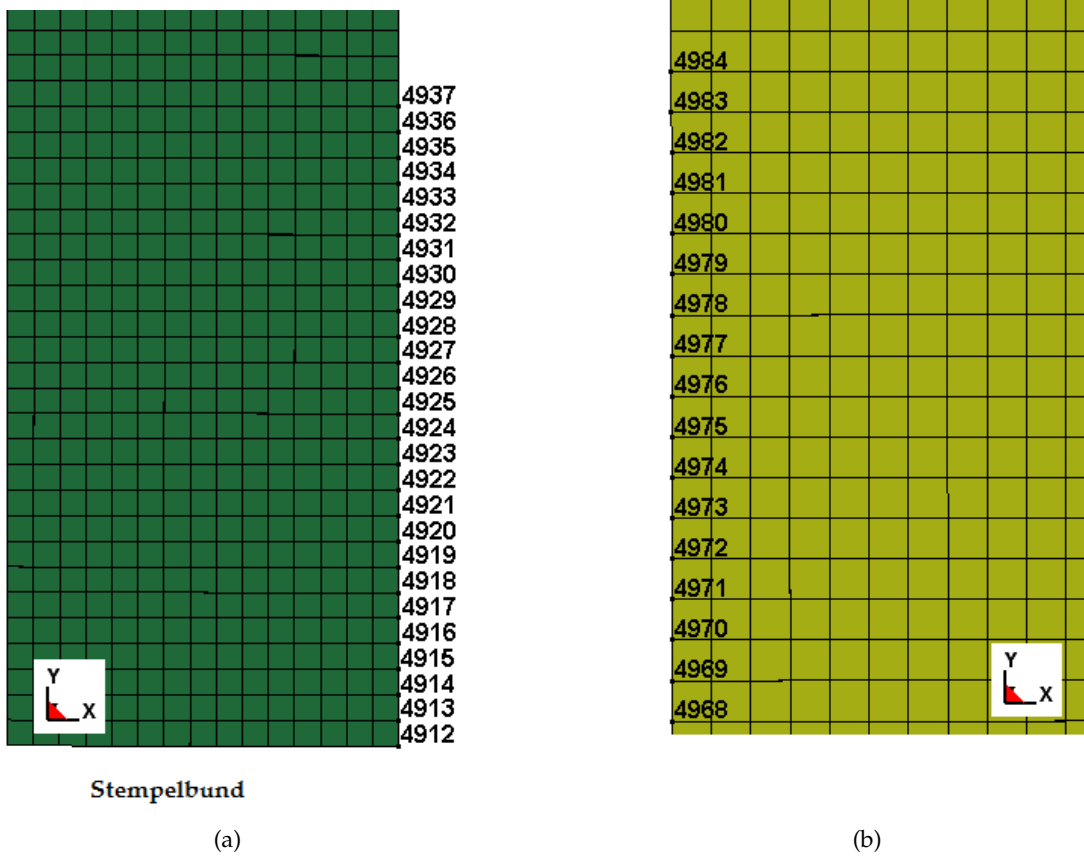
Der måles fra bunden af stemplet og op, i en afstand på 12 mm, svarende til 24 elementer på modellen. 12 mm er den afstand hvor underskæringen på stemplet starter og det må forventes, at stemplet herefter går fri for kontakt. Korrigeres stemplet med den målte afstand, må det svare til at der lige netop opstår kontakt ved maksimalt presstryk.

For at tilsikre, at der under ingen omstændigheder opstår kontakt, lægges der yderligere 0,01 mm til den målte værdi, svarende til 0,02 mm mindre diameter af stemplet. Dette anses for en rimelig pasning mellem stempel og matrice.

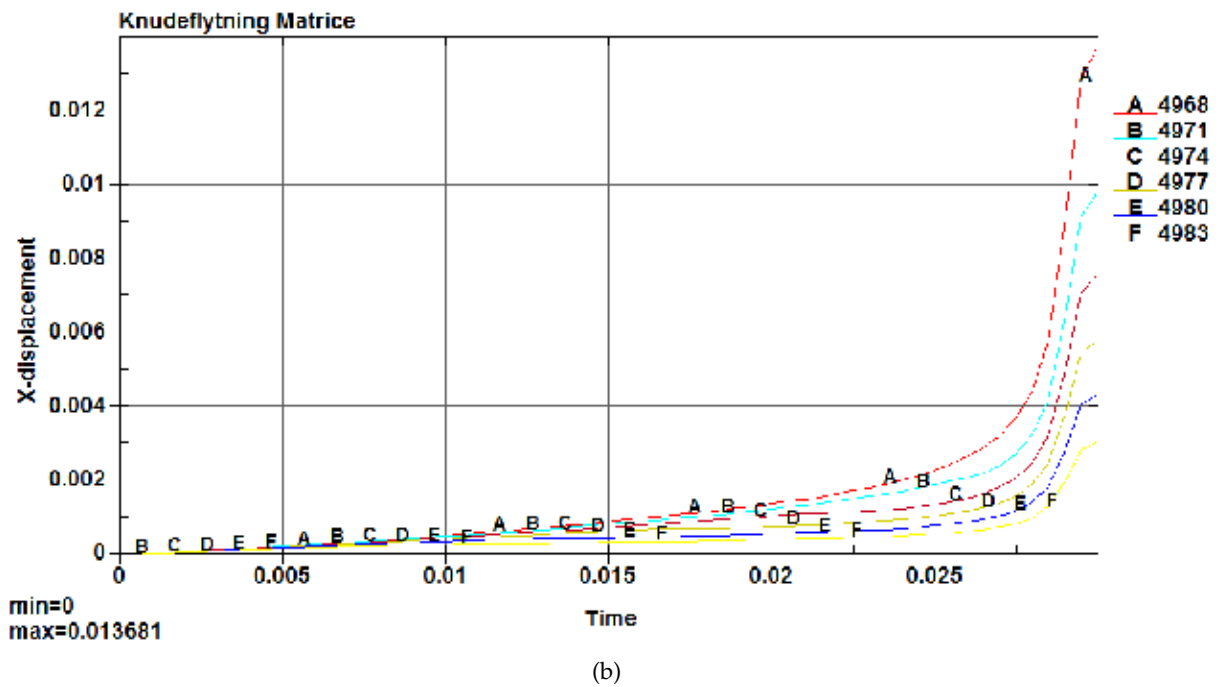
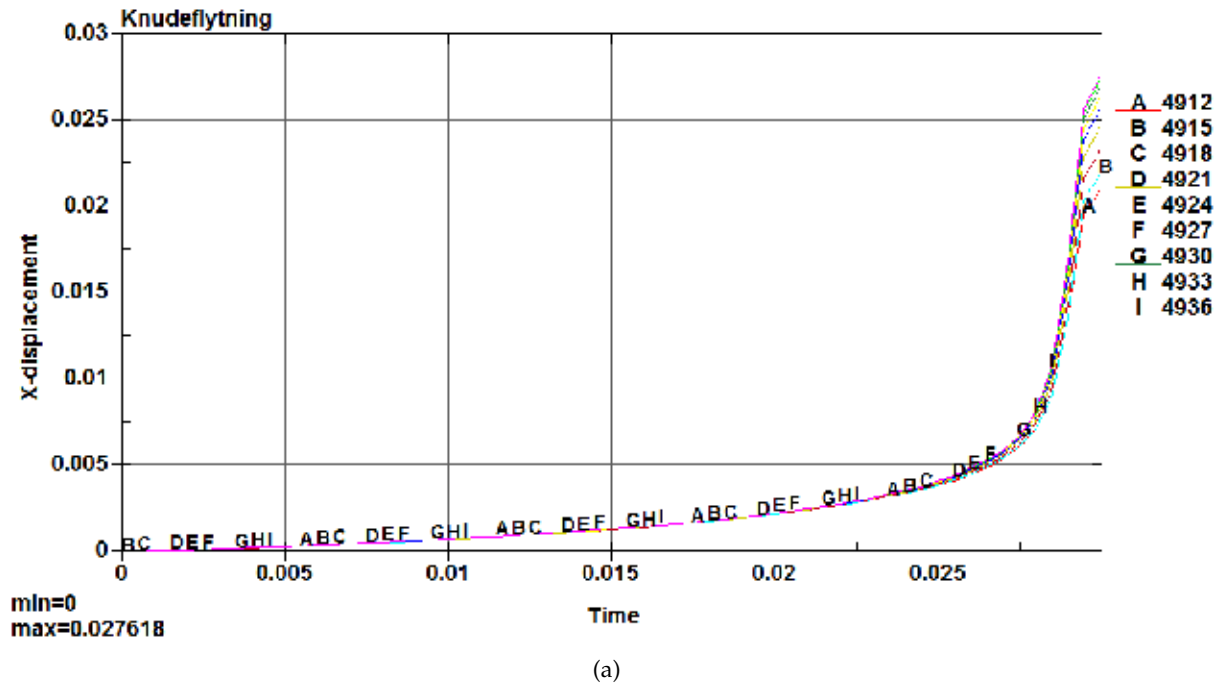
Målingerne inklusive denne sikkerhed er gengivet på figur 9.3 på side 70.

Kurven tilpasses et cirkeludsnit ved hjælp af tre punkter, markeret med rødt på figur 9.3 på side 70. En arbejdstegning for det profilslebne stempel ses i appendiks G på side 104.

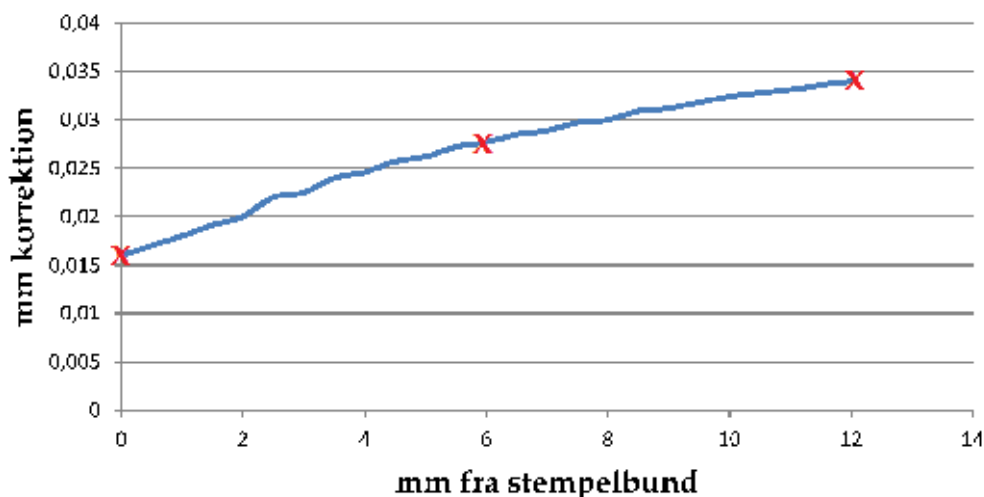
Et sæt stempler profilslibes nu med denne geometri, hvorpå der udføres validerende forsøg hermed.



Figur 9.1: (a) Markering af kantknuder på stemplet (b) og matricen.



Figur 9.2: (a) Forskydning knuder for stempel (b) og matrice.



Figur 9.3: Målinger af penetrering mellem stempel og matrice, fra bund af stempel og 12 mm op, inkluderet sikkerhed på 0,01 mm.

9.1 Forsøg med optimeret værktøjsgeometri

For at validere projektet, udføres der forsøg med den optimerede, profilslebne stempelgeometri. Således udføres der en serie på 2000 styk RedWolf Small HE-emner. Emnerne processeres i halv højde, da der ikke forefindes mere pulvermateriale. De kompakteres til en densitet på $6,3 \frac{g}{cm^3}$, ved et maksimalt presstryk på 780 kN.

Efter serien afmonteres stemplerne og de analyseres med hensyn til slid og varmpåvirkning, inden de rengøres. Herefter rengøres stemplerne og de analyseres igen.

Resultatet af forsøget ses på figur 9.4 på næste side.

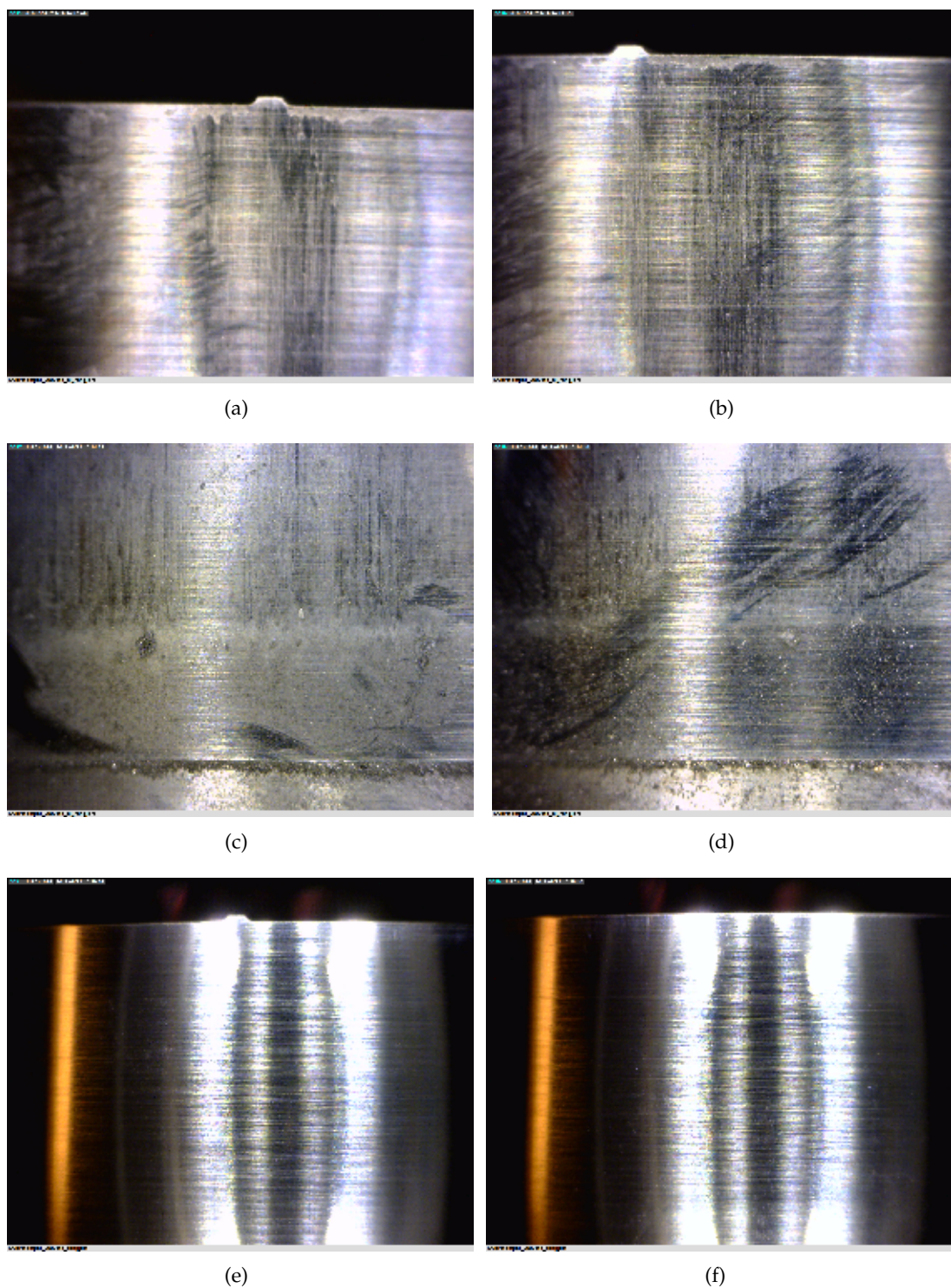
Efter 2000 styk producerede RedWolf Small HE-emner i halv højde, ses der ikke tegn på aflejring eller adhæsivt slid af stemplerne på bunden, kanten og ej heller på siden af stemplet, op til fem millimeter fra bunden.

På siden af stemplet, 5 mm fra bunden, ses der på den ene side af både overstempel og understempel en let varmpåvirket zone, se figur 9.5 på side 72.

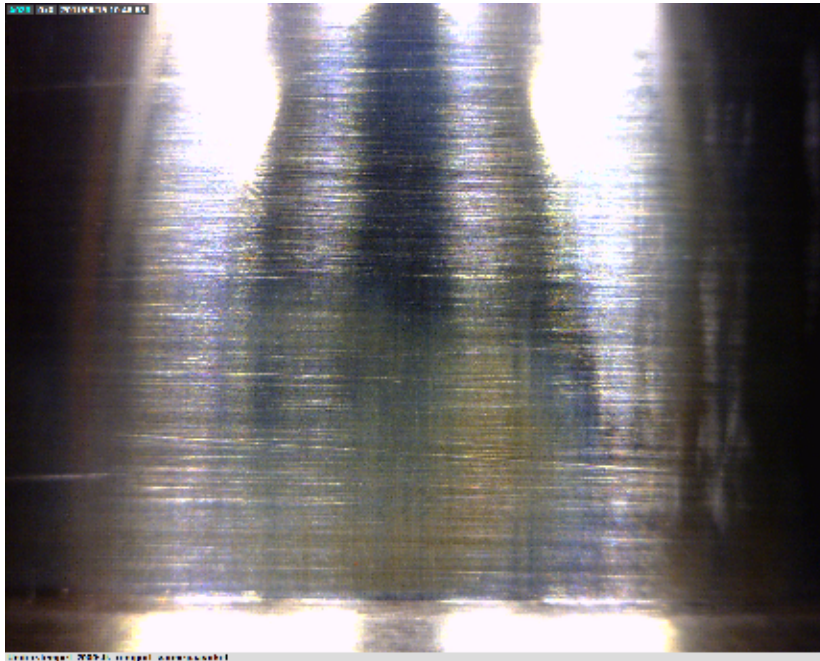
Understemplet, vist på figuren, er det stempel der klart er mest angrebet. Det vurderes at være tyngdekraften, der presser pulver ned mellem stempel og matrice, som dermed skaber denne varmpåvirkning.

At denne effekt udelukkende ses på den ene side, kan have to årsager:

Skævt opspænding af værktøjet - selv en lille, men skæv opspænding af værktøjet vil, ved en påvirkning på cirka 1200 MPa, kunne resultere i kontakt mellem stempel og matrice.



Figur 9.4: Profilslebne stempler efter 2000 styk producerede emner. (a)-(b) Ej rengjort kant af overstempel. (c)-(d) Ej rengjort overstempel ved underskæring. (e)-(f) Rengjort overstempel.



Figur 9.5: Understempel med varmepåvirket zone ved underskæringen, cirka 5 mm fra bunden.

Elastisk deformation af Pressen - Frey-pressen er dimensioneret til konventionel pulverkompaktering, der arbejder med pressekræfter i omegnen af 700 - 800 MPa, hvorfor der, ved så store proceskræfter som 1200 MPa, kan optræde en uønsket deformation i pressen.

Det antages ikke at være en for ringe afslibning af stemplet, men de sete slidmekanismer tillægges de to ovenfor beskrevne faktorer. Projektets problemstilling anses derfor for valideret.

Diskussion

Igennem projektet er flere problemstillinger blevet belyst. Her diskuteres de erfaringer og observationer der er gjort og løsningsforslag hertil bliver foreslået.

10.1 Værktøjsdeformation

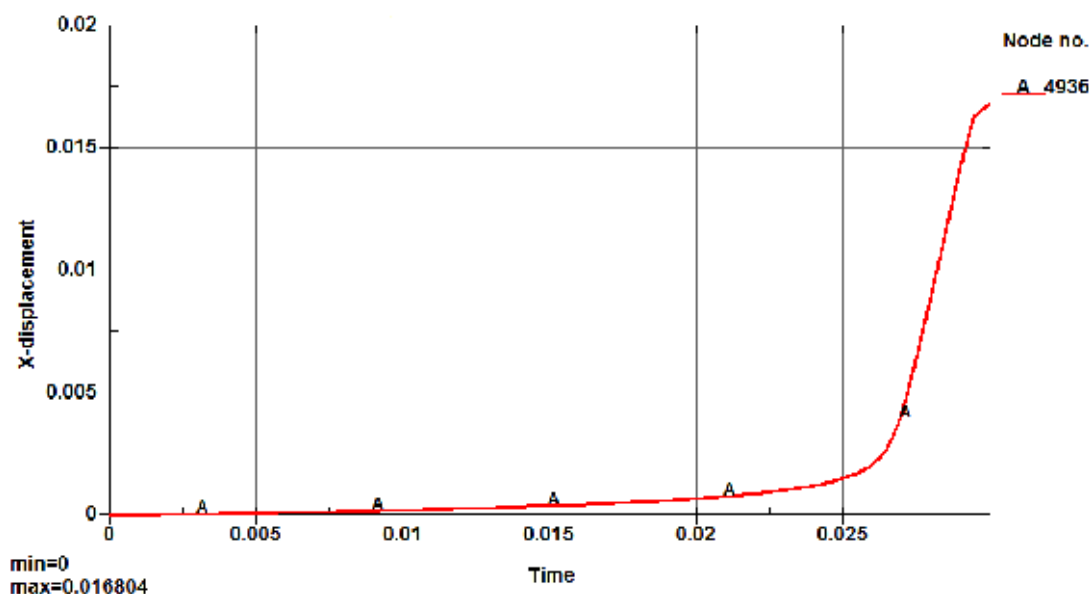
De validerende forsøg viste, at der stadig er en tendens til klemning mellem stempel, matricevæg og pulver. En måde hvorpå deformationen af stemplet kan reduceres, er være at skifte stempelmaterialet, CPM REX 76, ud med carbidstål (eksempelvis fra firmaet Strecon, der også leverer matricen). Carbidstålet har et E-modul på 640 GPa, cirka tre gange større end det for det nuværende stempelmateriale. Hermed må den elastiske deformation formodes at blive mindre ved samme proceskræfter.

Den knude, der flytter sig længst i radiel retning på figur 9.1(a) på side 68, er knude "I - 4936". Den flytter 0,0276 mm.

Ved en simulering med et stempelmateriale sat til samme værdier som matricen (E-modul: 214 GPa, $\rho: 7,83 \frac{g}{cm^3}$), udviser samme knude blot en flytning på 0,016 mm, se figur 10.1 på den følgende side. Dermed væsentlig mindre radiel deformation.

Hårdmetallet formodes endvidere at forbedrer slidegenskaberne, hvilket ligeledes taler for at benytte stempler i hårdmetal (HM). Dette skal ses i relief af at stemplernes anskaffelsespris er højere. Ifølge Sintex koster et sæt af de nuværende stempler cirka 12.000 kroner stykket, hvorimod HM-stempler koster 15.000. Ved forbedrede slidegenskaber vil stemplerne ikke skulle skiftes så ofte, hvorved der spares omstillingstid.

En hypotese igennem projektet har været, at vælge et mere fornuftigt materiale for matricen. Dette materiale skal vælges med et sådant E-modul, så den radielle elastiske deformation af matricen, bliver den samme som for stemplet. Men eftersom deformationen dermed vil blive større, vil det skabe problemer for udstødningen af emnet og et blødere matricemateriale vil uvægerligt medføre et større slid, pulverets hårdhed taget i betragtning.



Figur 10.1: Knude "I - 4936" flytning ved numerisk beregning af HM-stempel.

En måde hvorpå dette kunne løses, er forsøgt illustreret på figur 10.2 på næste side. Det vides fra kraft-/vej-forløbet, at proceskraften først stiger drastisk de sidste par millimeter af stemplets vandring. Derfor kunne det være hensigtsmæssig at opdele matricen og designe den midterste del af matricen (nederst på figuren) på en sådan måde, at kun den påvirkes af kræfterne fra emnet.

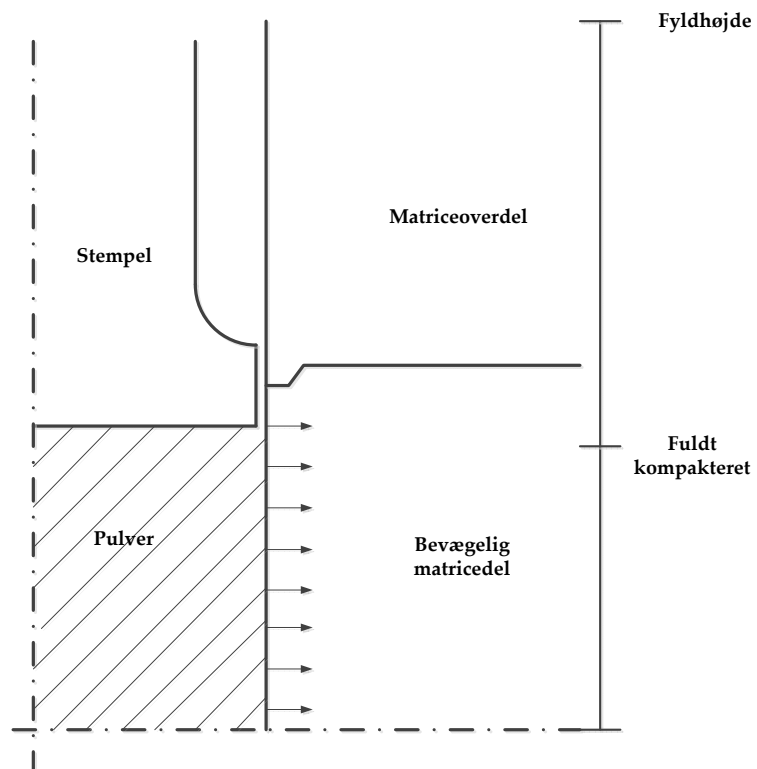
Denne metode vil dog kræve anderledes procesudstyr end Frey-pressen, eftersom der ikke er den nødvendige styringsmæssige frihed herpå. Matricen vil da ikke blot skulle bevæges relativt i forhold til stemplet, men den skulle også kunne skilles ad ved udstødning af emnet.

Vælges matricematerialet til almindeligt værktøjsstål vil der ifølge Sintex komme store problemer med slid. Sliddet vil opstå på grund af det elastiske potentiale i emnet, der presser mod matricevæggen og som under udstødning river matricen. I det validerende forsøg, hvor RedWolf Small HE-emnerne blev produceret i halv højde, viste det sig, at udstøderkraften blev reduceret fra cirka 50 kN til 7 kN. Se resultater herfor på CDen. Da sliddet direkte kan føres tilbage til udstøderkraften, kan det anbefales at producere emnerne i halv højde og modulopbygge magneterne.

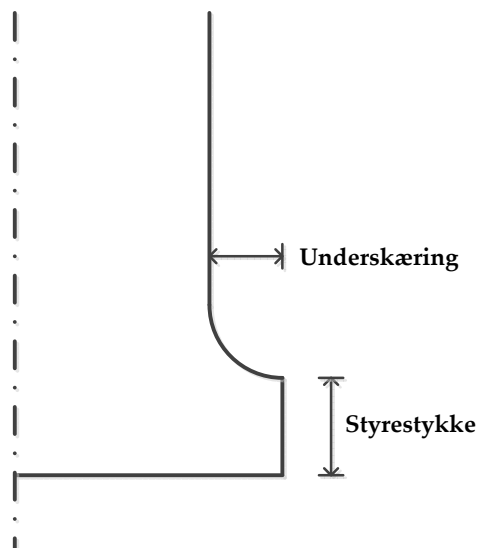
Årsagen til den varmepåvirkede zone af understemplet ved det validerende forsøg er, at stemplerne er udformet med et styrestykke på cirka 16 mm. Se illustration af underskæring og styrestykke, figur 10.3 på modstående side. Argumentet herfor er, at der dermed er mulig at renovere stemplerne. Dette gøres ved at slibe en halv millimeter af bunden, så grater og rivninger i kanten slibes væk.

Men som vist i projektet, profilslibes stemplerne.

Med en sådan profilslibning giver det ikke længere nogen mening at renovere



Figur 10.2: Delbar matrice.



Figur 10.3: Stempel.

stemplerne som hidtil, da der så ikke længere kan sikres en tilstrækkelig fin pasning mellem stempel og container. Det foreslås derfor at udforme styrestykket så kort som muligt og ikke længere end 3 mm. Underskæringen kan udformes som hidtil, da den anses som tilstrækkelig dyb.

Desuden vil der skulle gennemføres en beregning på, om det kan svare sig at renovere, fremfor at anskaffe nye stempler, i tilfælde af en høj-volumen-produktion, hvor nye stemplers indkøbspris vil blive reduceret.

Som vist i afsnit 9.1 på side 70, har der, på trods af profilslibningen af stemplerne, været problemer med kontakt mellem stempel og maskine, på den ene side af stemplet. En årsag hertil formodes at være skævt opspændte værktøjer, hvorfor en lige opspænding for eftertiden skal sikres.

En anden årsag kunne være deformationer i maskinen, grundet de høje proceskræfter. Dette er der ved den numeriske analyse af værktøjsdeformationer ikke taget højde for.

Målet for Sintex er det, på sigt at gå fra en produktion af IP-magneter på få tusinde styk årligt, til flere hundredetusinde. Set i lyset af dette faktum, bør der, ved anskaffelse af nyt procesudstyr, ses bort fra konventionelle pulverpresser. I stedet skal der købes presser, der kan håndtere disse proceskræfter, såsom presser eksempelvis beregnet til koldflydepresning.

10.2 FE-modellen

Det har igennem projektet vist sig at være store problemer med robustheden af materialerutinen for *MAT_GEOLOGICAL_CAP_MODEL. Således er simuleringer, hvis tøjningsinkrementerne blev for store per tidsstep, termineret.

Ved at reducere tidssteppet, har det være mulig at undgå en termineringen. Det nedsatte tidsstep har dog medført gennemløbstider på ti timer eller mere per beregning, selv ved en reduktion af elementerne i modellen. Dette har været den direkte årsag til, at den inverse modellering ikke har givet noget anvendeligt resultat. Det forelås her at forsøge at implementere de i afsnit 6.6.1 på side 51 nævnte inputparametre i materialekortet og at reducere antallet af elementer og knuder i modellen, for derved at skabe en kortere gennemløbstid, og genstarte optimeringen. Det vil dog stadig være påkrævet at skalere tidssteppet, da det er en tvingende nødvendighed, at der ikke sker en terminering under optimeringen. Ellers vil algoritmen ikke kunne finde et nyt sæt parametre og optimeringen ville skulle startes forfra.

Da værdierne for materialet er fundet empirisk, vil det være nødvendigt at karakterisere pulvermaterialet igennem de konventionelle test, nævnt i

afsnit 3.4 på side 19, hvis ikke optimeringen giver noget resultat.

Den numeriske analyse er for langt de fleste gennemløb, blevet regnet med inputparameterer f_{type} sat til "1" for Soil (jord). Sættes denne til værdien "2" for "Rock", tyder noget på, at simuleringen bliver mere robust. Den uønskede terminering kan dog ikke undgås, uden at tidssteppet skaleres, hvorfor beregningstiden for projektets model stadig er på knap fire timer, når modellen beregnes med double-precision med 8 CPUer.

Det kan derfor være en mulighed at vælge en anden materialetype til beskrivelse af pulveret. Alternativer er nævnt i afsnit 4.2 på side 33. Da det primære formål med denne simulering er, at finde den elastiske deformation af værktøjer, kan materialetype 5 (Soil and Crushable Foam) eller type 14 (Soil and Crushable Foam Failure) eventuelt vælges.

Det materiale, der anvendes i projektet vil dog også kunne anvendes til simulering af udstødningsfasen af grønemnet, jævnfør litteraturen. Om de samme muligheder består for type 5 og 14, vides ikke.

Konklusion

Formålet med nærværende rapport er, analytisk, og ved en kombination af eksperimentelle og numeriske forsøg, at finde frem til en optimeret værktøjsgeometri for en pulverkompakteringsproces for ikke-bondede permanente magneter.

For at opnå dette, er der skabt et teoretisk fundament, dannet på baggrund af artikler fra forskningen på området, herunder numeriske simuleringer af pulverkompakteringsprocesser, konstitutive modeller for samme og invers modellering af konstitutive parametre.

En FE-model til beskrivelse af projektets problemstilling er blevet opbygget. Der blev indledningsvis lavet forsøg, til bestemmelse af et kraft-/vej-respons for pulverpressen. Dette dannede rammen for en invers modellering af inputværdierne for de konstitutive materialeparametre, samt til validering af FE-modellen.

Til modellering af pulvermaterialets opførsel under kompaktering, blev materiale-type 25 i LS-Dyna anvendt, en geologisk Cap-model. Da det ikke umiddelbart var muligt at udføre test på pulveret, der skulle karakterisere dets materialeegenskaber, blev bestemmelsen af disse formuleret som et inverst problem. Via en optimeringsalgoritme skulle en Finite Difference optimering fitte den matematiske model til ovennævnte kraft-/vej-forløb. Grundet instabiliteter i materialerutinen, var resultatet af optimeringen dog ikke anvendbar.

Der er blevet gennemført en parameterserie for de parametre, der beskriver Cap-fladens egenskaber og dermed påvirker kraftresponset i pulvermaterialet. Dette gøres for at kortlægge parametrenes indflydelse på kraftresponset, for på den måde at estimere fornuftige værdier herfor.

Herved var det muligt at estimere inputværdierne til materialkortet, der gav en god overensstemmelse med kraftforløbet samt det maksimale presstryk. En validering af modellen blev foretaget ved at sammenholde densitetsudviklingen igennem materialet under kompaktering, med densiteter opmålt på grønemner.

En optimeret stempelgeometri er fundet og med et sæt profilslebne stempler blev der gennemført en serie på 2000 emner, med et godt resultat til følge. Aftegninger på den ene side af stemplerne antyder, at de har været i kontakt med containeren.

Derfor anbefales det at ændre stempelmateriale til carbidstål og samtidig forkorte styrestykket på stemplerne til maksimalt 3 mm.

Referencer

- Akbarov, S. D. and A. N. Guz (2002). Continuum approaches in the mechanics of curved composites and associated problems for structural members. *International Applied Mechanics* 38, 1285–1308. 10.1023/A:1022668417687.
- Al-Quereshi, H. A., A. Galiotto, and A. N. Klein (2005). On the mechanics of cold die compaction for powder metallurgy. *Journal of Materials Processing Technology* 166, 135 – 143.
- Association, M. M. P. (1964). Standard specification for permanent magnet materials. *MMPA Standard*.
- Blazek, J. (2001). *Computational Fluid Dynamics: Principles and Applications*. ELSEVIER. ISBN: 0080430090.
- Brewin, P. R., O. Coube, P. Doremus, and J. H. Tweed (2008). *Modelling of Powder Die Compaction*. Springer Verlag. ISBN: 978-1-84628-098-6.
- Briscoe, B. J. and S. L. Rough (1997). The effects of wall friction in powder compaction. *Colloids and Surfaces - A: Physicochemical and Engineering Aspects*, vol. 137, 103 – 116.
- Bulat, A. F. (2004). Rock deformation problems. *International Applied Mechanics* 40, 1311–1322. 10.1007/s10778-005-0039-y.
- Corporation, L. S. (2006). Getting started with ls-dyna.
- curry, T. (2003, May). The business benefits of simulation. *NAFEMS World Congress*.
- Danckert, J. (2010). Ways to reduce CPU-time.
- Du, Y. Y., Y. S. Shi, and Q. S. Wei (2010). Finite element simulation of cold isostatic pressing of the selective laser-sintered components. *Materials and Manufacturing Processes*, 1389 – 1396.
- DYNAmore GmbH (2011, 02.10.2011). Ls-dyna support. <http://www.dynasupport.com>.

-
- Faurholdt, T. G. (2000). Inverse modelling of constitutive parameters for elasto-plastic problems. *The Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, vol. 35 No. 6, 471 – 478.
- Ferziger, J. and M. Peric (2002). *Computational Methods for Fluid Dynamics 3rd Edition*. Springer-Verlag.
ISBN: 3-540-42074-6.
- Fleck, N., L. Kuhn, and R. McMeeking (1992). Yielding of metal powder bonded by isolated contacts. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 40(5), 1139 – 1162.
- Gu, C., M. Kim, and L. Anand (2001). Constitutive equations for metal powders: application to powder forming processes. *International Journal of Plasticity* 17(2), 147 – 209.
- He, D. and N. N. Ekere (1998). Computer simulation of powder compaction of spherical particles. *Journal of Materials Science Letters* 17, 1723 – 1725.
- Jonsén, P. and H. Åke Haeggblad (2005). Modelling and numerical investigation of the residual stress state in a green metal powder body. *Powder Technology* 155, 196 – 208.
- Khoei, A. and A. Azami (2005). A single cone-cap plasticity with an isotropic hardening rule for powder materials. *International Journal of Mechanical Sciences* 47(1), 94 – 109.
- Khoei, A. R. (2005). *Computational Plasticity in Powder Forming Processes*. Elsevier.
ISBN: 0080446361.
- Khoei, A. R. and S. Azizi (2005). Numerical simulation of 3d powder compaction processes using cone-cap plasticity theory. *Materials and Designs, Elsevier*, 137 – 147.
- Khoroshun, L. P. and D. V. Babich (2004). Stability of plates made of a granular composite with damageable components. *International Applied Mechanics* 40, 803–809. 10.1023/B:INAM.0000046224.10951.01.
- Lewis, R. W. and A. R. Khoei (2001). A plasticity model for metal powder forming processes. *International Journal of Plasticity* 17(12), 1659 – 1692.
- LSTC (2007a). *LS-DYNA Keyword User's Manual, version 971*. Livermore Software Technology Corp. (LSTC).
ISBN: 0-9778540-2-7.
- LSTC (2007b). *LS-DYNA Keyword User's Manual, version 971*. Livermore Software Technology Corp. (LSTC).
ISBN: 0-9778540-3-5.

-
- Mouritsen, O. . (2005). Introduktion til Elementmetoden.
- Mulcahy, T. M., J. R. Hull, E. Rozendaal, J. H. Wise, and L. R. Turner (2003, May). Improving sintered ndfeb permanent magnets by powder compaction in a 9t superconducting solenoid. *Journal of Applied Physics* vol. 93, No. 10, 8680 – 8682.
- Oliver, J., S. Oller, and J. C. Cante (1996). A plasticity model for simulation of industrial powder compaction processes. *Int. J. Solids Structures* Vol. 33, No. 20 - 22, 3161 – 3178.
- Pav, S. E. (2003, maj). *Delaunay Relnement Algorithms*. Ph. D. thesis, Carnegie Mellon University.
- Pérez-Foguet, A., A. Rodríguez-Ferran, and A. Huerta (1997). Efficient and accurate approach for powder compaction problems. *Computational Mechanics*, vol. 30, 220 – 134.
- Procopio, A. T. (2011, 06.10.2011). Mathematical simulation of powder compaction.
- Roache, P. J. (1997). Quantification of uncertainty in computational fluid dynamics. pp. 123–160.
- Ørtoft Endelt, B. (2003, May). *Least Square Optimization Techniques Applied on Sheet Metal Forming*. Ph. D. thesis, Aalborg Universitet.
- Schwer, L. (2001, December). Laboratory testing for characterizing geomaterials. *FEA Information International News For The World-Wide Engineering community*, 8 – 11.
- Schwer, L. E. and Y. D. Murray (2002). Continuous surface cap model for geomaterial modeling: A new ls-dyna material type. *7th International LS-DYNA Users Conference*.
- Sinka, I. C. (2007). Modelling powder compaction. *KONA* No. 25.
- Skrinjar, O. and P.-L. Larsson (2004). Cold compaction of composite powders with size ratio. *Acta Materialia* 52(7), 1871 – 1884.
- Steinbach, F., E. Tekkaya, S. Chatti, and L. Kwiatkowski (2011). Simulationstechniken in der virtuellen Produktion II - Einführung in LS-Dyna.
- Versteeg, H. K. and W. Malalasekera (2007). *An Introduction to Computational Fluid Dynamics - The Finite Volume Method, Second Edition*. Pearson Prentice Hall. ISBN: 978-0-13-127498-3.
- Wangle, G. S., R. S. Engel, R. Bollina, and R. M. German (1997). Statistical analysis of modified drucker-prager cap model for application to modeling die compaction. *Computational Mechanics*, vol. 30, 220 – 134.
- Wesseling, P. (2001). *Principles of CFD*. Springer.

Wikipedia (2011a, 06.10.2011). Bulk modulus. http://en.wikipedia.org/wiki/Bulk_modulus.

Wikipedia (2011b, 26.08.2011). Neodymium magnet. http://en.wikipedia.org/wiki/Neodymium_magnet.

Zeuch, D. H., J. G. Argüello, and K. G. Ewsuk (1998). Mechanics of powder compaction for ceramic manufacturing. *Sandia National Laboratories*.

Permanente magneter

Magneter er idag en essentiel del af flere applikationer, lige fra elektromotorer og højtalere, til computere og instrumentering. Magneter fungerer her som transducere, der omdanner energi fra en form til en anden, uden at der er noget permanent tab af deres egen energi. Generelt kan de permanente magneters funktioner kategoriseres som følger:

Mekanisk til mekanisk - tiltrækning og frastødning

Mekanisk til elektrisk - generatorer og mikrofoner

Elektrisk til mekanisk - motorer, højtalere, ladet partikelafbøjning

Mekanisk til varme - hvirvelstrøms- og hysterese-enheder

Specielle effekter - magnetisk modstand, Hall-effekt-enheder og magnetisk resonans

De følgende afsnit vil give et indblik i udformningen samt anvendelsen af permanente magneter.

A.1 Moderne magnetmaterialer

Der findes fire klasser af moderne kommercialiserede magneter, som hver er baseret på deres indbyrdes materialesammensætning. Disse generelle klasser er:

- Neodym Jern Bor (**NdFeB**)
- Samarium Cobalt (**SmCo**)
- Keramer
- Aluminium Nickel Cobalt (**AlNiCo**)

NdFeB og SmCo er kollektivt kendt som magneter af sjældne jordarter, da de begge er sammensat af grundstoffer, tilhørende gruppen af lanthanider, også kaldet

sjældne jordarter. NdFeB er den nyeste kommercielle tilføjelse til familien af moderne magneter. Ved stuetemperatur udviser NdFeB de bedste magnetiske egenskaber.

SmCo bliver fremstillet i to kompositioner, Sm_1Co_5 og $\text{Sm}_2\text{Co}_{17}$, der ofte benævnes SmCo 1:5 og SmCo 2:17.

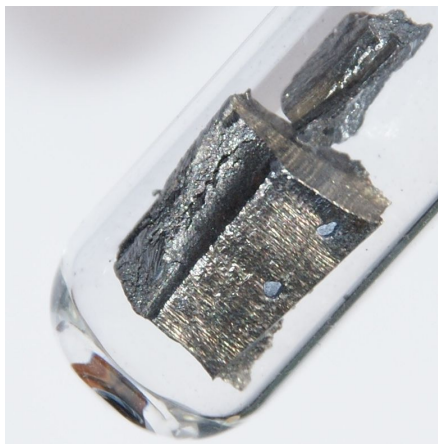
Keramiske magneter, eller ferritiske magneter¹ er blevet anvendt siden 1950'erne og er fortsat flittigt brugt på grund af dets relativt lave pris.

AlNiCo magneter har været kendt siden 1930'erne og bliver idag ligeledes anvendt i vid udstrækning [Association, 1964], [Mulcahy et al., 2003].

De magneter der danner rammen for projektet, er NdFeB-magneter. I det resterende vil derfor udelukkende neodym-baserede magneter blive beskrevet.

A.2 Neodym magneter

En neodym magnet, der er den mest udbredte type af magneter fremstillet af sjældne jordarter, er, som før nævnt, en legering fremstillet af neodym, jern og bor. De blev udviklet i 1982 af General Motors og Sumitomo Special Metals og har siden erstattet andre magnettyper i flere komponenter, eftersom de har stærkere magnetiske egenskaber og derfor vil kunne anvendes i en mindre og samtidig mere effektiv udgave, i samme applikation [Wikipedia, 2011b].



Figur A.1: Neodym.

Den typiske kemiske sammensætning er $\text{Nd}_2\text{Fe}_{14}\text{B}$. Den har en tetragonal krystallinsk mikrostruktur, der har en exceptionel høj uniaksial magnetokrystallinsk anisotropi ($H_A \approx 7$ tesla), hvilket giver denne legering et højt koercivitetspotential. Blandingen har ligeledes en høj mætningsmagnetisering, svarende til $J_2 \approx 16$ kG og typisk 1,3

¹Generel sammensætning: BaFe_2O_3 eller SrFe_2O_3

tesla. Da den maksimale energitæthed er proportional med J_s^2 , har dette materiale potentialet til at lagre store mængder af magnetisk energi ($BH_{max} \approx 512 \text{ kJ/m}^3$ eller $64 \text{ MG} \cdot \text{Oe}$), væsentligt større end det for samarium cobalt [Wikipedia, 2011b]. I praksis afhænger de magnetiske egenskaber dog af legeringen, mikrostrukturen og den anvendte fremstillingsteknologi.

A.3 Fremstilling af neodym magneter

Principielt findes der to forskellige metoder at fremstille neodymbaserede permanente magneter:

- Klassisk pulvermetallurgi eller sintring
- Rapid solidification eller bondedede magneter

Sintrede Nd-magneter bliver ofte fremstillet af råmaterialet, der nedsmeltes i en ovn, hvorefter det støbes i en form og afkøles til barrer. Derefter bliver barrerne pulveriserede og malet til små partikler. Pulveret gennemgår nu en proces, hvorved det bliver magnetisk allignet i blokke, derefter sintret, skåret til, overfladebehandlet og til sidst magnetiseret.

Pulveret til de bondedede Nd-magneter bliver fremstillet ved melt-spinning. Her bliver det flydende materiale sprayet på en kold, roterende skive, hvorefter det bliver hurtigt afkølet og derefter skrælet af i strimler, som indeholder tilfældigt orienterede $\text{Nd}_2\text{Fe}_{14}\text{B}$ -korn på nanostørrelse. Disse bliver herefter pulveriserede og iblandet en polymer, ofte epoxy. Pulveret bliver nu enten kompakteret eller sprøjtetstøbt til bondedede magneter.

A.4 Magnetiske egenskaber

For at kunne sammenligne forskellige magneter, beskrives disse med nogle karakteristika:

Remanens [M_r] - styrken af det magnetiske felt

Koercivitet [H_{ci}] - materiales modstand mod at blive afmagnetiseret

Energiprodukt [BH_{max}] - tætheden af den magnetiske energi

Curie Temperatur [T_C] - temperaturen, hvor materialet mister dets magnetisme

Som tidligere nævnt har Neodym-baserede magneter en højere remanens, et langt højere koercivitetspotentiale, men til gengæld et lavere TC-punkt end andre typer permanente magneter². De høje magnetiske egenskaber gør dem derfor særdeles eftertragtede.

Tabellen A.1 viser en sammenligning mellem de karakteristiske egenskaber for hhv. neodym- og samariumcobalt-baserede magneter.

Egenskaber	Neodym	SmCo
Remanens (T)	1 - 1,3	0,82 - 1,6
Koercivitet (MA/m)	0,875 - 1,99	0,493 - 1,59
Permeabilitet	1,05	1,05
Curie temperatur °C	320	800
Densitet (g/cm ³)	7,3 - 7,5	8,2 - 8,4
Bøjningsstyrke (MPa)	250	150
Trykstyrke (MPa)	1100	800
Trækstyrke (MPa)	75	35
Vickers hårdhed (HV)	550 - 650	500 - 550

Tablel A.1: Sammenligning af de karakteristiske egenskaber for hhv. Neodym- og Samarium-Cobalt-baserede permanente magneter.

²Allerede ved en opvarmning til cirka 120°C, mister neodymen den noget af dens evne til at blive magnetiseret.

Mekanikken

Generelt kan det vise sig vanskeligt at beskrive de mekanismer og den opførsel, som pulvermaterialer udviser under kompaktering. Dette kan skyldes mange faktorer, blandt andet at de er fyldte med porer, brudmekanismer, omarrangering og forskellig deformationsaffærd af partiklerne. Flere offentliggjorte teorier har forsøgt at udtrykke densifikationen af grønemnet som funktion af procesparametre, som dog har vist sig vanskeligt, helt uden at støtte sig til eksperimentelle data. Afsnittet baserer på udledninger, foretaget i [Al-Quereshi et al., 2005, s. 135 - 138].

For at fastlægge de nødvendige procesparametre, antages det, at pulveret ligger i en container, og at der trykkes simultant med både over- og understempel. Efterhånden som kompakteringsprocessen skrider frem, vil pulverpartiklerne omarrangeres og porerne blive mindre, så det danner et komprimeret medie.

Equilibrium i et lille element i en afstand z fra det øvre eller nedre stempels overflade, ved hjælp af cylindriske koordinater, vil blive betraget. Derfor kan, ved at betragte kræfterne i z -aksens retning, kan ligningerne for ligevægt udledes i en generel form, se figur A B.1 på den følgende side:

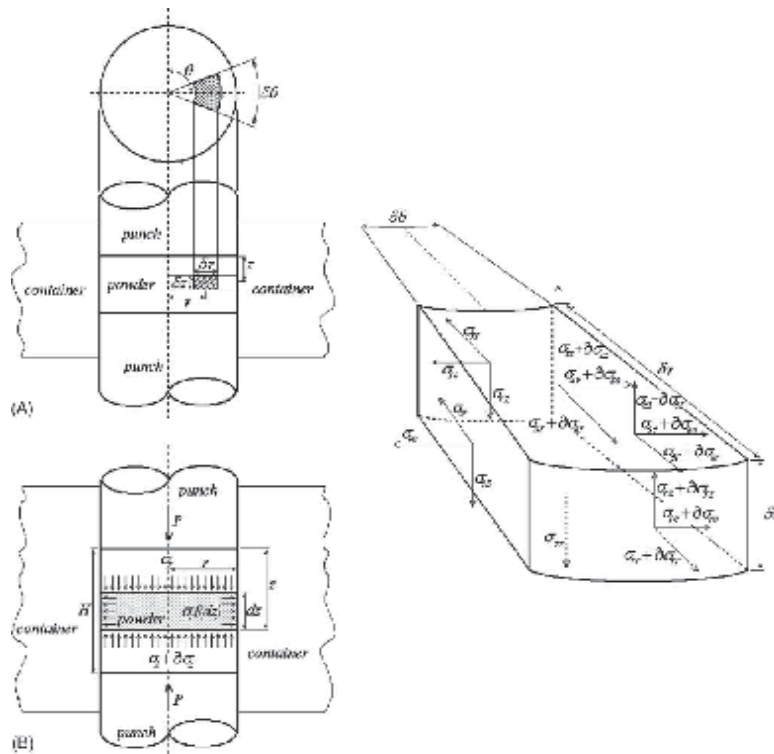
$$\frac{\partial \sigma_{zz}}{\partial z} + \frac{1}{r} \frac{\partial \sigma_{\theta z}}{\partial \theta} + \frac{\partial \sigma_{rz}}{\partial r} + \frac{\sigma_{rz}}{r} = 0 \quad (\text{B.1})$$

Her antages aksial symmetri, hvor cylinderen holder dens form og torsion udelades, således at

$$\sigma_{\theta z} = \sigma_{rz} \quad (\text{B.2})$$

Da kan ligning B.1 reduceres til

$$\frac{\partial \sigma_{zz}}{\partial z} + \frac{\partial \sigma_{rz}}{\partial r} + \frac{\sigma_{rz}}{r} = 0 \quad (\text{B.3})$$



Figur B.1: Kraftligevægt for spændingskomponenterne i cylindriske koordinater [Al-Quereshi et al., 2005, s. 137].

Ydermere antages der i den følgende, at forskydningsspændingen er konstant og at der tages hensyn til geometrien, se figur B.1B. Således bliver den reducerede ligevægtsligning i z -retning

$$\pi r^2 (\sigma_z + d\sigma_z) - \pi r^2 \sigma_z + 2\pi \mu r \sigma_r dz = 0 \quad (\text{B.4})$$

hvor σ_z er aksialspændingen i afstand z fra overfladen, σ_r er radialsplændingen og μ er friktionskoefficienten mellem containeren og pulvermaterialet. Både radialsplændingen og friktionskoefficienten antages at være konstante i det efterfølgende.

En forenkling af ligning B.4 giver

$$d\sigma_z = -\frac{2\mu\sigma_z dz}{r} \quad (\text{B.5})$$

Eftersom der ikke er nogen ændring i diameteren af det kompakterede pulver, og ved at anvende det kendte udtryk for Levy-Mises plastiske flow for metaller, kan det ses, at den radielle tøjning ($d\epsilon_r$) = hoop tøjningen ($d\epsilon_\theta$). Heraf følger at spændingstilstanden $\sigma_r = \sigma_\theta$, og ved at anvende von Mises kriterium for effektiv spænding ($\bar{\sigma}$) for materialet, kan følgende udtryk udledes:

$$\sigma_r = \sigma_z + \bar{\sigma} \quad (\text{B.6})$$

Ved at substituere dette udtryk i B.5 på modstående side, fås:

$$\frac{d\sigma_z}{\sigma_z + \bar{\sigma}} = -\frac{2\mu}{r} dz \quad (\text{B.7})$$

Løsningen for de tilfælde, hvor der materialet ikke klæber til formvæggen (udelukkende dynamisk friktion), og ved at indføre randbetingelsen, resulterer i

$$Z = \frac{1}{2}, \quad \text{hvis} \quad \sigma_z = p_a \quad (\text{B.8})$$

hvor p_a er den påtrykte ydre kraft, påtrykt stemplet, simultant på begge sider, og H er højden af det kompakterede materiale, der varierer mellem den initiale højde (H_0) og den endelige emnehøjde (H_F).

Det endelige udtryk for den øjeblikkelige aksialspænding, som funktion af kompakteringens procesparametre, er således givet ved:

$$\frac{\sigma_z}{\bar{\sigma}} = \left[1 + \frac{p_a}{\bar{\sigma}} \right] \left[\exp \left\{ \frac{\mu(H - 2Z)}{r} \right\} \right] - 1 \quad (\text{B.9})$$

Ovenstående ligning tydeliggør at der er behov for at finde en sammenhæng mellem densitetsfaktoren (densitetsvariationen af emnet (d_ρ) og den teoretiske densitet af materialet (ρ_t)) og spændingsforholdene, givet ved ligning B.9. For at finde frem til dette, benyttes den sande tøjning under kompaktering, som er defineret som følger:

$$d\bar{\epsilon} = \frac{dH}{H} \quad (\text{B.10})$$

hvor H er den faktiske eller den øjeblikkelige højde af emnet. Udfra inkompressibilitetsbetingelsen, hvor pulvermassen og emnets masse er ens til enhver tid, fås:

$$\frac{dH}{H} = -\frac{d\rho}{\rho} \quad (\text{B.11})$$

Som tidligere nævnt, kan det være vanskeligt at formulere mekanikken i pulverkompakteringen, grundet den komplicerede og ofte ikke lineære elastiske og plastiske deformation af pulveret samt andre parametre. Derfor anvendes i det følgende en generaliseret sammenhæng mellem spændings- og tøjningsinkrementerne, givet ved:

$$d\bar{\epsilon} = \beta e^{-(\sigma_z/\bar{\sigma})} d\sigma_z \quad (\text{B.12})$$

hvor $\beta = (\rho_t - \rho_p)/\rho_t$ er densitetsfaktoren og ρ_p tap densiteten af pulvermaterialet¹. det siger sig selv, at porøsiteten under kompakteringen ikke er konstant, og den varierer betydeligt som funktion af den påtrykte ydre kraft. Således kan ligning B.12 integreres og ved substitution af passende randbetingelser ($\bar{\sigma} = 0$ hvis $d\rho = \rho_p$), medfører dette grønemnets densitet (ρ_g) på ethvert tidspunkt i kompakteringen. Denne er givet ved:

$$\rho_g = \rho_p + (\rho_t - \rho_p) \times \left[1 - \exp \left\{ - \left(1 + \frac{Pa}{\bar{\sigma}} \right) e^{\mu(H-2Z)/r} + 1 \right\} \right] \quad (\text{B.13})$$

Som det ses, er ligning B.13 en funktion af såvel procesparametre, materiale- og pulvereigenschaften.

Ovenstående analyse kan nu modificeres til at kunne vise spændingsfordelingen ved ethvert givent punkt i emnet. Til dette antages igen aksiel symmetri og at den effektive spænding ikke er en funktion af radius (r). Dermed kan ligning B.9 på forrige side reduceres til

$$\frac{d\sigma_r}{dr} = \frac{d\sigma_z}{dr} \quad (\text{B.14})$$

Og ved substitution med ligning B.5 på side 90 medfører

$$\frac{d\sigma_z}{dz} = -\frac{2\mu_i}{L} dr \quad (\text{B.15})$$

hvor μ_i er den interne friktionskoefficient og L højden af elementet fra stempeloverfladen. Ved at løse ovenstående ligning, og under forudsætning af udelukkende dynamisk glidende friktion (dynamisk friktion) mellem container pulver, hvor $r = r_f$ og $-\sigma_z = \bar{\sigma}$, findes

¹Tap densiteten anvendes til beskrivelse af den tilsyneladende densitet efter kompaktering.

$$\sigma_z = -\bar{\sigma} \exp \left[\frac{2\mu_i}{L} (r_F - r) \right] \quad (\text{B.16})$$

Flydespændingen i kompression for materialet (σ_{yc}), kan udtrykkes ved det modificerede Mohr-Coulomb flydekriterie og er givet ved:

$$\bar{\sigma} = \sigma_{yc} \left(\frac{1 + \mu_i}{1 - \mu_i} \right) \quad (\text{B.17})$$

Det fremgår med al tydelighed af ligningen, at flydespændingen i kompression er afhængig af den indre friktion (μ_i), der også kan beskrives som en koefficient. For at opnå en fyldestgørende beskrivelse af kompakteringsprocessen, må pulverkornenes deformationshærdningsproces tages i betragtning. Dette gøres ved at modificere den effektive spændings/tøjnings relation:

$$\sigma_{yc} = \sigma_0 (\epsilon)^n \quad (\text{B.18})$$

Ovenstående ligning repræsenterer et materiale, der er stift indtil flydespændingen (σ_0), efterfulgt af et tøjningshærdende forløb, hærdeeksponenten n . Den logaritmiske tøjning relaterer til pulverkornets diameter før og efter deformation. Desuden er det et velkendt faktum, at kornstørrelsen har en signifikant indvirkning på de mekaniske egenskaber af materialet. Derfor er en effektive trykstyrke ($\bar{\sigma}$) den mest sensitive egenskab og er direkte relateret til kornstørrelsen, svarende til det, der er angivet i Hall-Petch empiriske forhold.

Det endelige udtryk for styrken kan skrives således:

$$\bar{\sigma} = \sigma_0 \left(\frac{1 + \mu_i}{1 - \mu_i} \right) \cdot (\epsilon)^n \quad (\text{B.19})$$

hvor σ_0 er basal flydespænding, der kan betragtes som den spænding, der er modsatrettet bevægelsen af dislokationer.

Den foreslåede empiriske ligning for den generelle styrke af det kompakterede pulver, er givet ved ligning B.19, som nu kan anvendes i ligning B.13 på forrige side, for at få den mest hensigtsmæssige effektive spænding i pulverkompakteringsprocessen.

Kompakteringskraften til ethvert tidspunkt i processen kan nu beregnes, ved at sætte

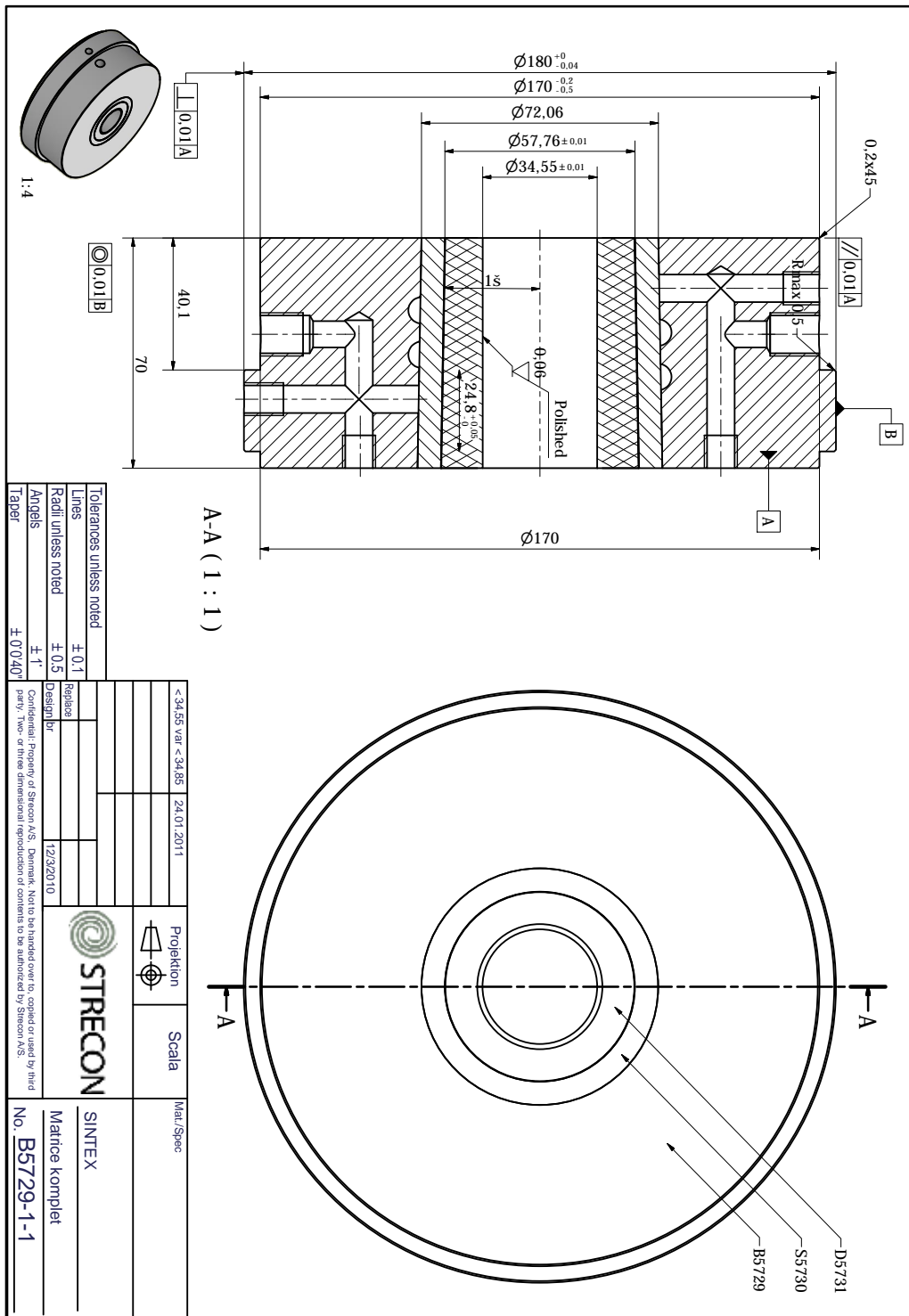
lighedstegn mellem den eksterne last fra stemplet og den interne modstand under kompaktering, der er givet ved:

$$F = \int_0^{r_f} 2\pi r \sigma_z dr \quad (\text{B.20})$$

Ud fra ovenstående ligning, kan den gennemsnitlige påtrykte kraft også estimeres ved at dividere med tværsnitsareal af stemplet.

BILAG **C**

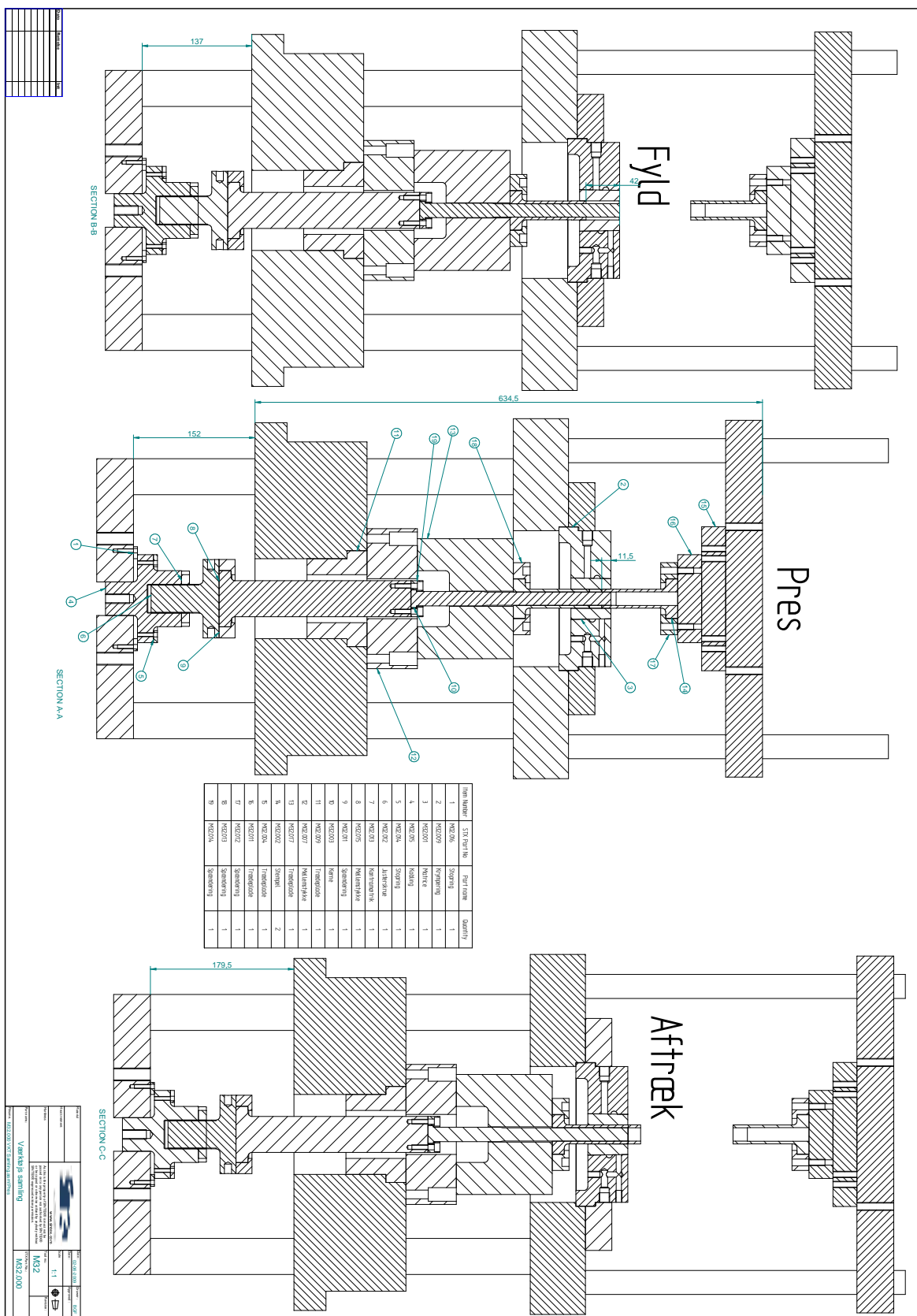
Matricen samlet



Figur C.1: Arbejdstegning af komplet matrice, med carbidmatrice, sleeve og krympering samt kølekanaler.

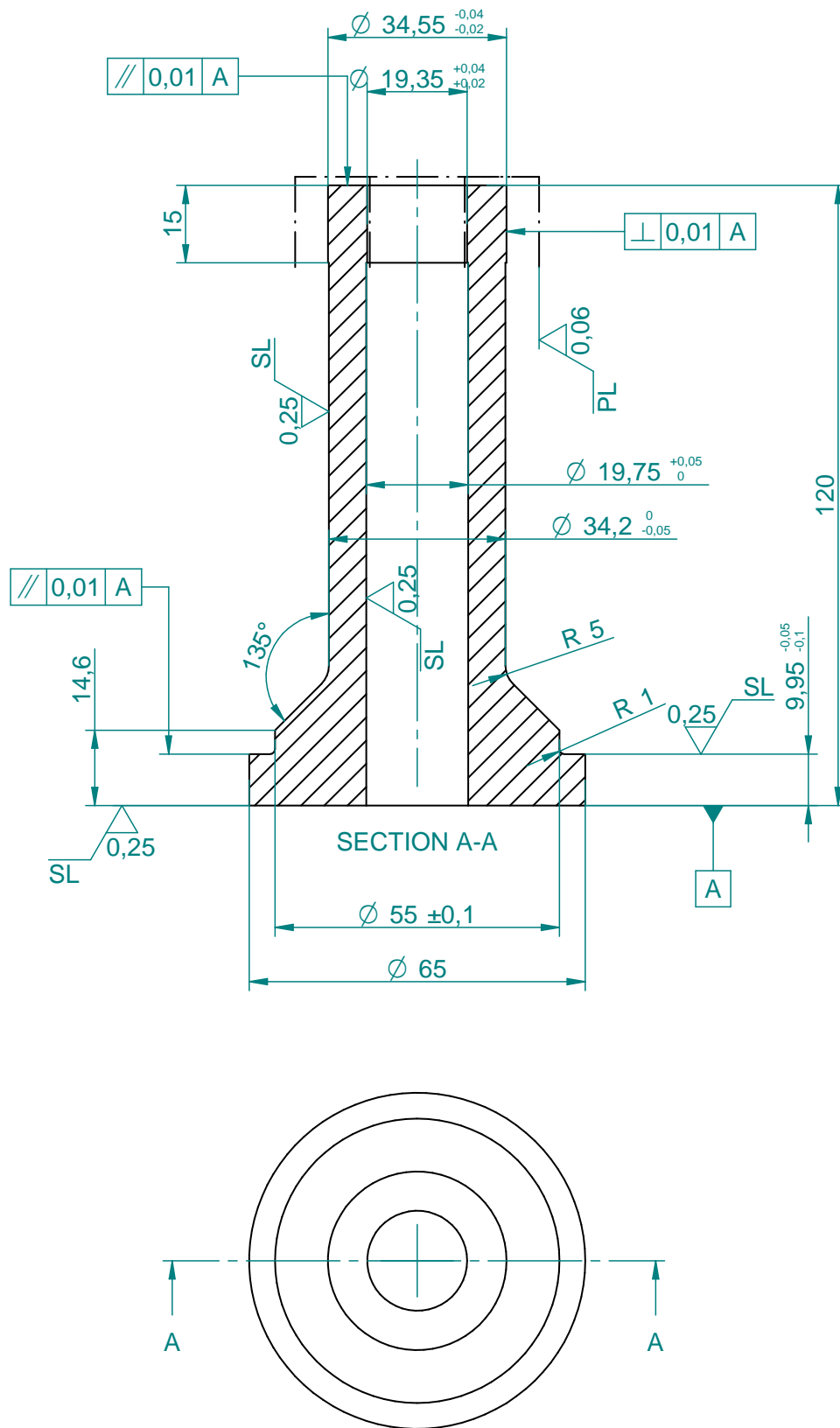
BILAG **D**

Processkitse



Figur D.1: Skitse over kompakteringsproces i Frey-pressen på Sintex.

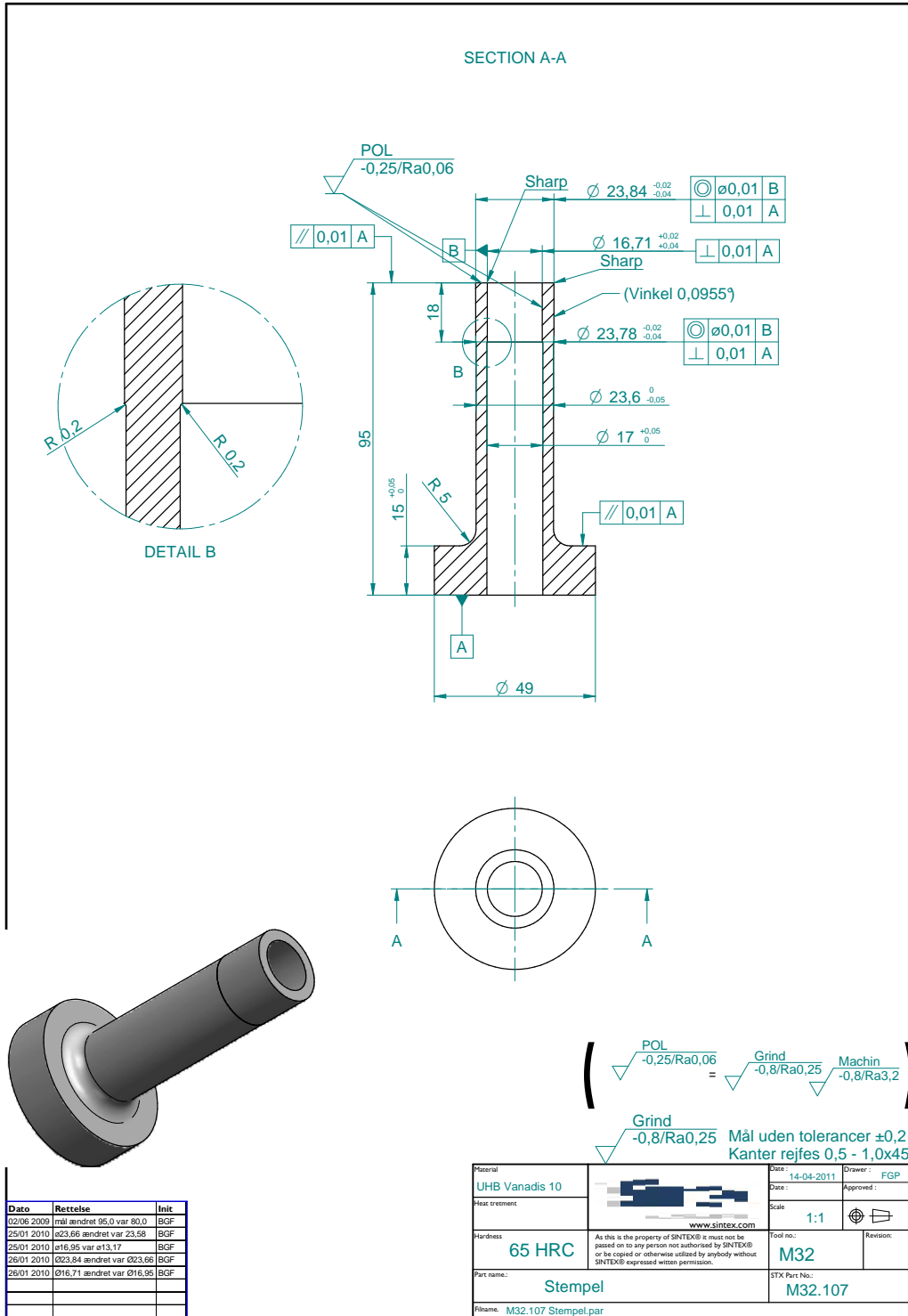
BILAG **E**
Stempel



Figur E.1: Tegning af indledende stempelgeometri.

BILAG **F**

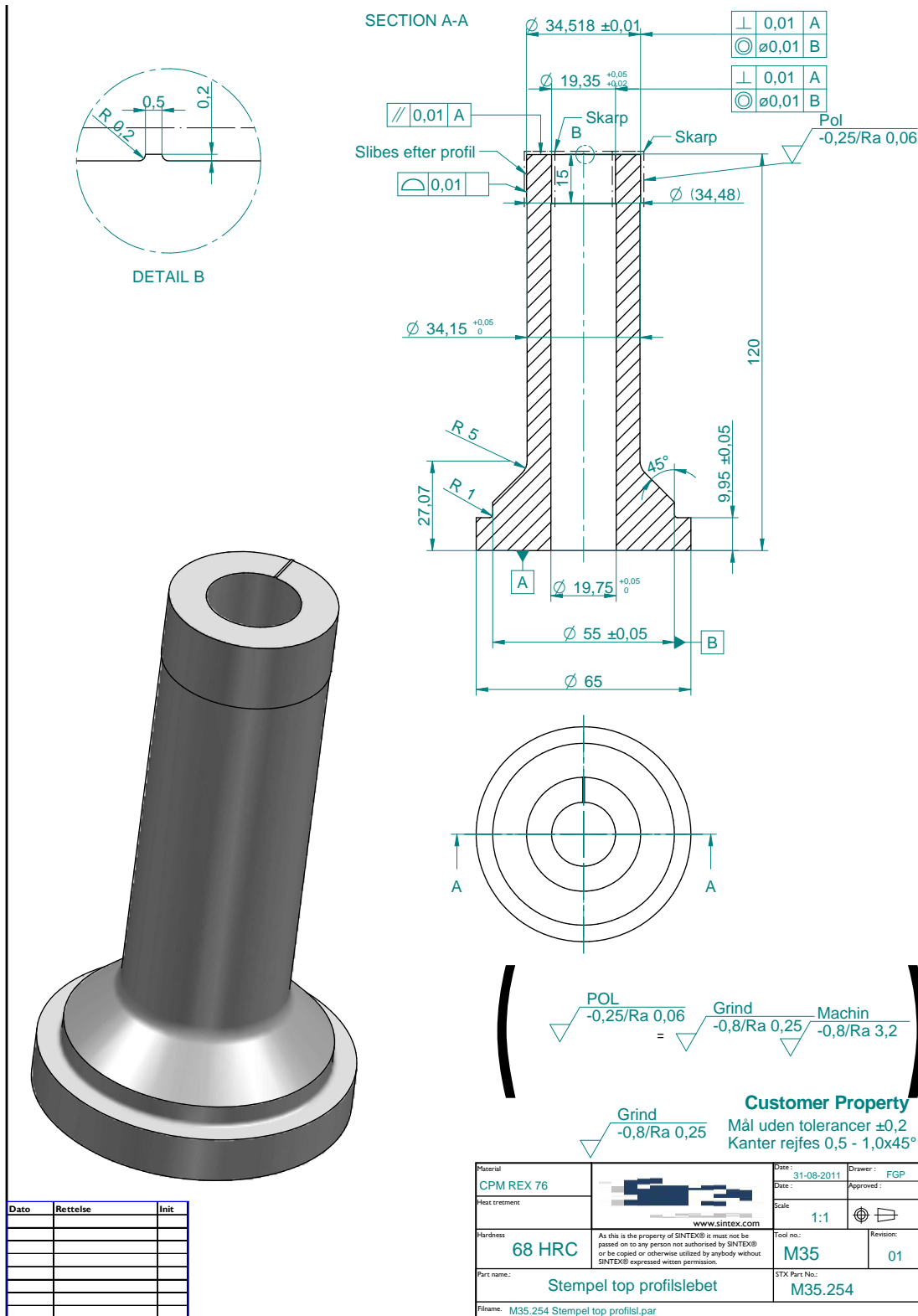
Konisk stempel



Figur F.1: Arbejdsstegning for vinkelkorrigeret, skaleret overstempel.

BILAG **G**

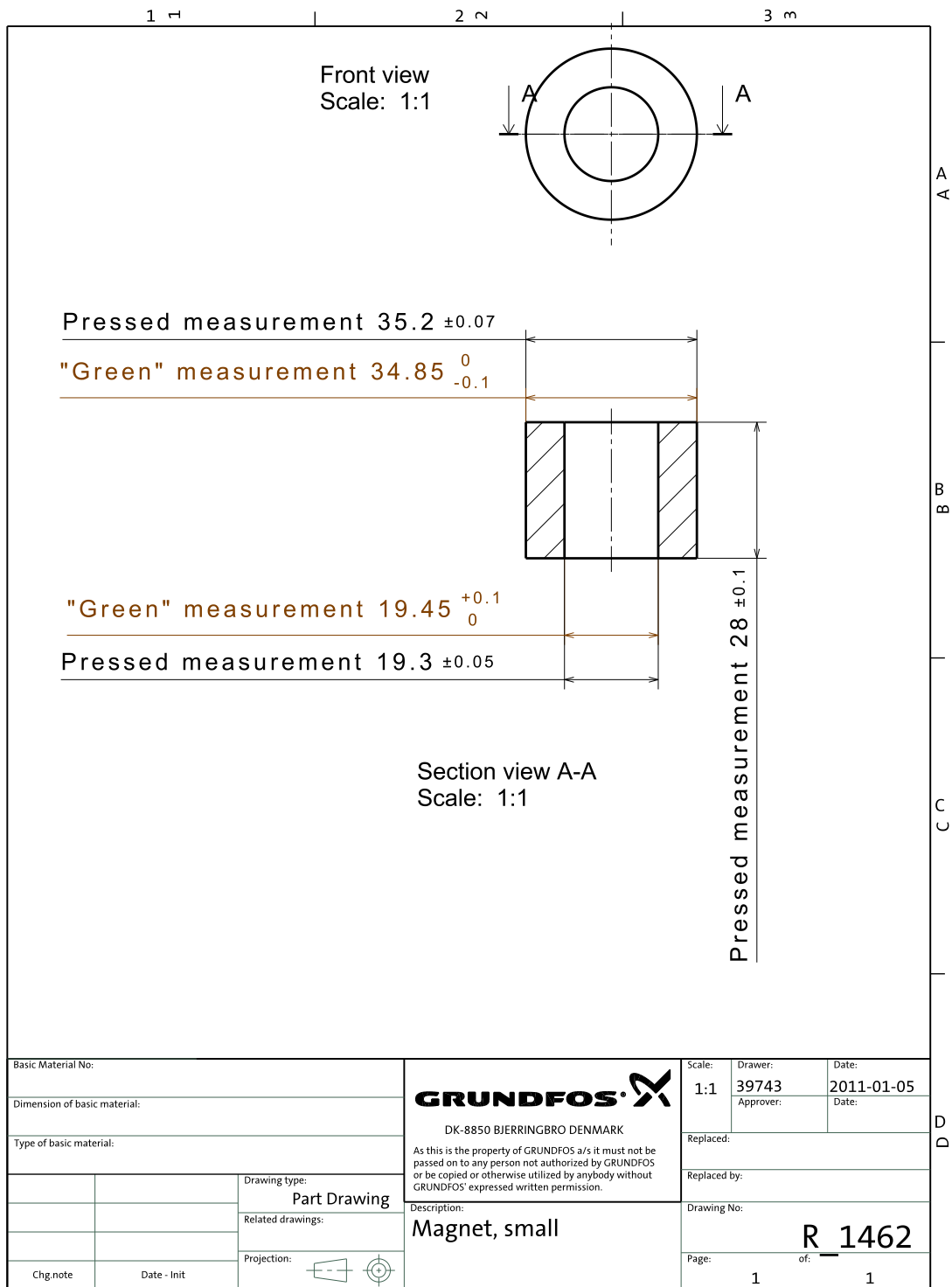
Profilslebent stempel



Figur G.1: Profilslebet stempel.

BILAG **H**

RedWolf Small HighEnd



Figur H.1: Arbejdstegning for RedWolf Small HighEnd emnet.

Finite Elemente Method

Das Verhalten eines physikalischen Systems kann oft durch ein Set von Differentialgleichungen beschrieben werden. Diese Gleichungen sind in der Praxis aber nur für begrenzte elementare Fälle lösbar. Die Lösungen helfen dazu bei, das Verhalten des System unter gegebenen Bedingungen zu verstehen, können aber kaum genutzt werden, um praktische, komplexe ingenieurmäßige Probleme zu lösen.

Um eine vernünftige Lösung zu erhalten, muss eine Diskretisierungsmethode ausgeführt werden, die eine Approximation der Differentialgleichungen mit einem algebraischen Gleichungssystem vornimmt. Diese Annäherungen werden auf kleine Bereiche der ursprünglichen Problemdomäne aufgetragen, in Zeit und Raum. Nun können diese algebraischen Gleichungen mit Hilfe eines Rechners gelöst werden. Natürlicher Weise führt die numerische Lösung dazu, ein Resultat in diskreten Bereichen in Raum und/oder Zeit hervorzubringen. Darum ist eine numerische Lösung, recht offensichtlich, stark von der Qualität der Diskretisierung abhängig [Pav, 2003].

Das Ziel dieses Kapitels ist es, eine Einführung zu den Hauptpunkten, die Nützlichkeit und den Begrenzungen der Finite Elemente Methode zu geben.

I.1 Begrenzungen numerischer Methoden

Die Vorteile der FEM-Analyse ist davon abhängig, dass die Software in der Lage ist die Gleichungssysteme korrekt zu lösen. Dies kann eine schwere Aufgabe sein, weil die meisten ingenieurmäßigen Probleme komplexer Art sind. Da die Lösung immer nur eine Approximation ist, kann man nicht sicher sein, von einer numerischen Methode die exakte Lösung zu erhalten. Die Differenz zwischen der exakten und der numerischen Lösung hängt von den folgenden Faktoren ab:

- Differentialgleichungen beinhalten oft Annäherungen oder Idealisierungen
- Approximationen bei der Diskretisierung
- Beim Lösen der algebraischen Gleichungen werden iterative Methoden angewendet. Somit wird die exakte Lösung nicht gefunden, sondern nur angestrebt.

Wenn sämtliche Variablen der Gleichungen exakt bekannt sind, können diese willkürlich genau gelöst werden. Dies ist dann bloß eine Frage von Rechenkapazität. Allerdings ist das komplette Gleichungssystem oft komplex und alle Glieder der Gleichungen sind meist nicht bekannt. Darum ist eine Introdution von Modellen eine Notwendigkeit. Diese Modelle sind von experimentelle Daten abhängig, wie zum Beispiel Material- oder Reibungsmodelle.

Die Fehler in der Diskretisierung können zum teil reduziert werden, durch feineres vernetzen. Die Diskretisierung des Systems ist jedoch oft ein Kompromiss zwischen zulässige Rechenzeit und Genauigkeit der Lösung.

I.2 Aufbau einer FEM Analyse

In diesem Abschnitt werden die Hauptschritte im Aufbau einer FEM-Analyse beschrieben. Die meisten Punkte sind generisch für den Aufbau numerischer Simulationen.

I.2.1 Problemformulierung

Zunächst einmal müssen Informationen über das vorhandene Problem gesammelt werden. Was ist genau über dem Problem, dass gelöst werden muss, bekannt? Es ist wichtig die Randbedingungen zu kennen, die geometrischen Bedingungen und die Prozessbedingungen. Das wichtigste ist jedoch was das Ziel der Analyse ist, damit es angestrebt wird, das Ziel auf dem einfachsten und vorteilhaftesten Weg zu erreichen.

I.2.2 Matematisches Modell

Die Wahl eines matematischen Modells ist ein allgemeiner Schritt für alle numerischen Methoden. Die Art des Problems ist von der Problemformulierung bekannt. Davon ist es es nun möglich ein Set von partielle Differentialgleichungen abzuleiten, die verwendet werden. Diese hängen davon ab, ob das Problem rein elastisch, elasto-plastisch, visko-elasto-plastisch, mit thermo-mechanischer Kupplung etc., berechnet werden soll.

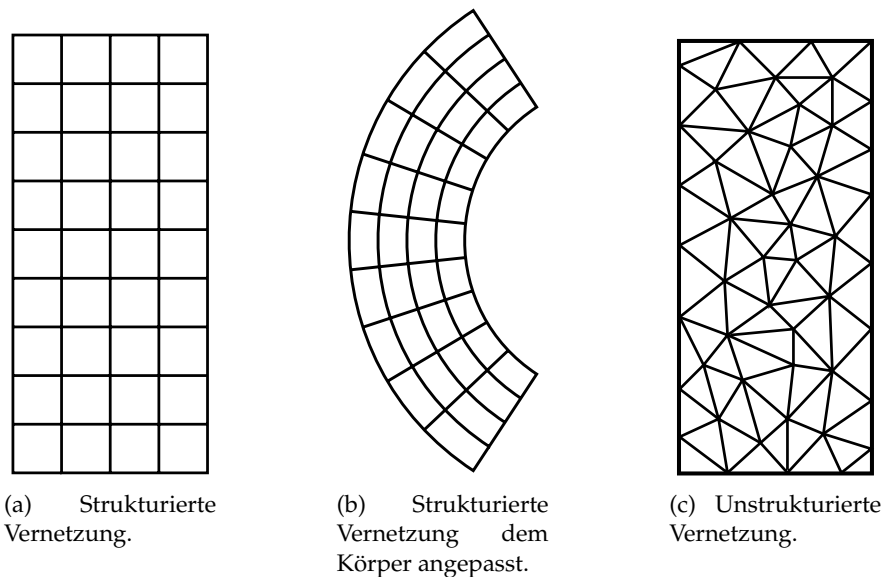
Man könnte daran denken, dass ein Allzwecksystem von Gleichungen erstellt werden könnte; dies wäre aber, auf Grund der Rechenleistung, nicht praktikabel, wenn nicht unmöglich [Mouritsen, 2005, S. 7 - 9].

I.2.3 Diskretisierung der physikalischen Domäne

Die Diskretisierung besteht hauptsächlich von drei Schritten:

1. Wahl der Vernetzung und Elementtyp: Strukturiert oder unstrukturiert, Dreieck-Elemente oder Viereck-Element
2. Involviert den Gebrauch von CAD-Werkzeug und Vernetzungssoftware
3. Eine vernünftige Elementengröße finden

Die Bereiche an dem die Variablen berechnet werden, ist von dem Raster definiert. Das Gitter ist eine diskrete Darstellung der geometrischen Domäne, auf der die Lösung errechnet wird. Es gibt viele Überlegungen die berücksichtigt werden müssen, bei der Wahl der Vernetzungsstrategie. Grundsätzlich gibt es drei Arten von Vernetzungen: Strukturiert, Blok-Strukturiert und unstrukturiert. Die Abbildung I.1 zeigt zwei strukturierte und eine unstrukturierte Vernetzung.



Figur I.1: Einige der Optionen bei der Diskretisierung eines Domains [Wesseling, 2001, Fig. 11.1.(a-b)].

Strukturierte Vernetzung

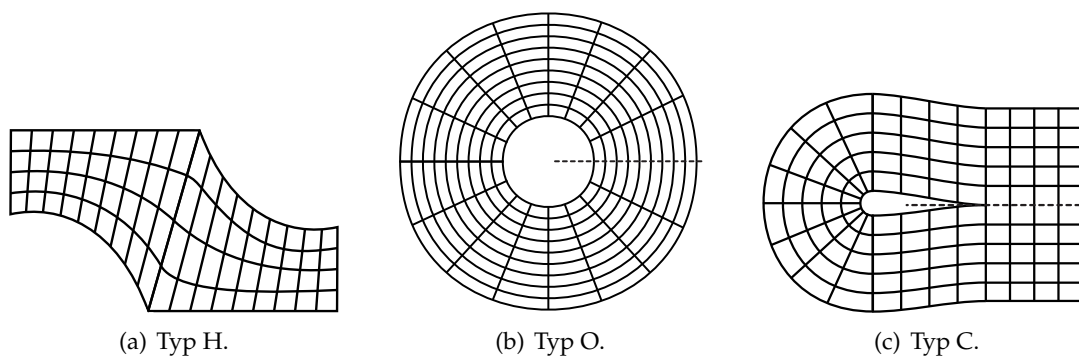
Strukturierte Gitter haben eine regelmäßige Topologie¹, wo die Nachbarschaftsbeziehung zwischen allen Punkten mit einem zwei- oder drei-dimensionales Array erfasst ist. Durch Erhöhung oder Verringern des Array-Index können die Nachbarpunkte direkt

¹Topologie ist die Lehre von Eigenschaften der geometrischen Form, die invariant bleiben unter bestimmten Transformationen, wie z.B. Biegen oder Dehnen.

zugegriffen werden. Daher sind beide Raster der Abbildungen I.1(a) på foregående side und I.1(b) på forrige side strukturiert. Diese Art der Vernetzung simplifizieren die Programmierung und die Lösung.

Der Nachteil dieser Art von Vernetzung ist, dass sie nur für relativ simple Geometrien genutzt werden kann. Ausserdem wird oft gewünscht in kritischen Bereichen des Problems, eine feinere Vernetzung zu haben, welches mit dieser Vernetzung nicht möglich ist [Wesseling, 2001, S. 469].

Die strukturierte Vernetzung können vom Typ H, O oder C sein, siehe Abbildung I.2. Der Name ist von der Form des Raster abgeleitet.



Figur I.2: Abbildung verschiedener Typen von strukturierten Gittern [Ferziger and Peric, 2002, Fig. 2.1, 2.3].

Block-strukturierte Vernetzung

Das Problem der Netzverfeinerung kann überwunden werden, indem die Geometrie in Blöcke aufgeteilt werden und anschlie"slich Vernetzt wird. Dies kann aber zu nicht übereinstimmende Schnittstellen zwischen Elementen führen, die nur schwer zu programmieren sind. Ein Solver muss blockweise angewendet werden bei nicht kongruente Schnittstellen. Diese Methode bietet eine grö"sere Flexibilität und Netzverfeinerung kann blockweise geschehen [Ferziger and Peric, 2002, S. 27].

Unstrukturierte Vernetzung

Für komplexe Geometrien werden in der Regel unstrukturierte Gitter verwendet, siehe Abbildung I.1(c). Diese Art von Gittern können auf arbiträre Geometrien verwendet werden. Hier haben die Knotenpunkte keine geordnete Struktur und können somit nicht mit Indices identifiziert werden. Die Elemente können jede beliebige Form haben, in der Praxis jedoch haben sich Tetraeder und Hexaeder in 3D bewährt. Ein gro"ser Vorteil von den unstrukturierten Gittern ist, dass sie automatisch und unabhängig von der Komplexität der Domäne erzeugt werden können. Dies

verlangt weniger Aufwand als die Erzeugung von randstrukturierten Vernetzungen. Eine Netzverfeinerung lokal und global ist auch relativ simpel. In der Praxis müssen diese Gittern dann nur noch auf ihre Qualität überprüft werden [Blazek, 2001, S. 32-37].

Es ist bemerkenswert, dass über 50% der angewendeten Zeit, die in der Industrie verbraucht wird um eine Simulation aufzubauen, zur Definition und zur Diskretisierung der Domain Geometrie und die Vernetzung [Versteeg and Malalasekera, 2007, S. 3]. In anderen Worten ist ein gutes Gitter eine Voraussetzung für eine erfolgreiche Simulation, deshalb muss das Gitter immer auf Konsistenz zu überprüft werden - „*Garbage in, garbage out.*“

I.2.4 Diskretisierung des Gleichungssystems

Nach der Wahl der Vernetzung müssen die grundlegenden Gleichungen diskretisiert werden. Dies kann auf verschiedene Art durchgeführt werden. Oft fällt die Wahl jedoch auf drei Methoden:

- Finite Difference (FDM)
- Finite Volume (FVM)
- Finite Elemente (FEM)

Die Wahl beeinflusst die Art der Lösungsmethode aber auch die Geschwindigkeit des Codes. Jede Methode hat Vor- und Nachteile. Die FDM ist simpel und effektiv, ist aber darauf begrenzt nur eine strukturierte Vernetzung nutzen zu können. Die FVM ist relativ leicht zu programmieren und alle Terme die approximiert werden müssen, haben eine physikalische Sinn. Die FEM wiederum ist relativ simpel mathematisch zu analysieren.

Aus der Diskretisierung ergibt sich eine große Anzahl algebraischen Gleichungen. Da diese nichtlinear sind, muss ein Verfahren zur Linearisierung angewendet werden. Hiernach werden die Gleichungen durch iterative Methodiken gelöst. In der Theorie könnten diese Gleichungssysteme mit einer direkten Methode genau gelöst werden. Leider sind die Kosten hierfür zu hoch und in der Praxis ist der, bei der Diskretisierung entstandene Fehler, viel größer als die Genauigkeit der Rechen-Arithmetik. Deswegen gibt es kein Grund das Gleichungssystem genau zu lösen, weil es am Ende nur marginal ein besseres Resultat liefert [Ferziger and Peric, 2002, S. 30].

I.2.5 Preprocessing

Die in den Unterabschnitten I.2.2 på side 108 bis I.2.4 på forrige side genannten Schritte können auch von einem Preprocessor gehandhabt werden.

Im Rahmen des Preprocessings werden die für die Analyse geeigneten Elementtypen ausgewählt, notwendige Materialkennwerte bereitgestellt und schließlich das FEM-Modell erstellt. Während früher Knoten und Elemente mühsam geometrisch definiert werden mussten, kann man heutzutage ähnlich wie in einem CAD-Programm zunächst ein CAD-Modell erstellen und dieses unter Vorgabe von Vernetzungsparametern in ein entsprechendes FEM-Modell überführen. Die Randbedingungen und Lasten, sowie die Kinematik und Kontaktbedingungen des System können wahlweise auf das CAD-Modell oder das FEM-Modell aufgebracht werden, wobei im ersteren Fall programmintern der Transfer auf die entsprechenden Knoten und Elemente erfolgt [Steinbach et al., 2011, S. 19].

Zwei Preprozessoren die sich angeboten haben, sind LS-PrePost von LSTC und eta/Dynaform. Wie bei anderen Software-Pakete gibt es Vor- und Nachteile bei jedem Programm. Die Vorteile von LS-PrePost ist, dass es kostenlos downloadbar ist und direkt keine Installation benötigt. Die Nachteile sind wiederum dass das Interface gewöhnungsbedürftig ist und es kaum Tutorials gibt, ausserdem ist das Inputdeck recht chaotisch zusammengesetzt ist. Der Preprocessor von eta/Dynaform ist durchgeführt und die Bedienung ist relativ einfach. Darüber hinaus ist das Inputdeck strukturiert und leicht überschaubar. Allerdings ist eine Lizenz erforderlich und auch hier sind die Tutorials nur bedingt brauchbar.

I.2.6 Implementierung und Simulation

Die vorhandenen Softwarepakete sind vielseitig. Und je nach Einsatz kann der Benutzer zwischen verschiedener Software zur numerischen Analyse wählen. Kommerzielle Simulations-Software wurden meistens für ein bestimmtes Gebiet der Umformung entworfen und die Oberfläche und Schnittstellen der Software können verschieden komplex sein. An einigen können Simulationen mit ein paar Mausklicken durchgeführt werden, diese sind aber oft davon abgeschnitten die Solver modifizieren oder neue Materialmodelle implementieren zu können. Der Vorteil ist jedoch wiederum, dass die Programmoberfläche für Pre- und Postprozessing benutzerfreundlich gestaltet ist.

Der Unterschied der FEM-Pakete müssen bei der Wahl in Eracht gezogen werden. Hiernach folgt eine Phase der Implementation, das Durchlaufen der Simulation und der Fehlersuche. Wenn bei dem Solver eine iterative Strategie gewählt wurde, muss ein Stopp-Kriterium gesetzt werden. Diese Wahlen sind für die Genauigkeit und die

Effizienz der Simulation von wichtigster Bedeutung.

I.2.7 Postprozessing

Bei einer FEM-Simulation können große Mengen von Daten generiert werden. Diese müssen in einem Postprozessor visualisiert und danach ausgewertet werden. Bei einigen kommerziellen Programmpaketen ist der Postprozessor schon implementiert, bei anderen jedoch müssen externe Postprozessoren genutzt werden. Für die Auswertung der Simulation bei LS-Dyna® hat sich der hauseigene Pre- und Postprozessor LS-PrePost, von Livermore Software Technology Corporation, gut bewährt.

I.2.8 Verifikation und Validation

Ein weiterer essentieller Punkt ist die Verifikation und die Validation der Simulation. Verifikation und Validation bezieht sich auf zwei verschiedene Aspekte der Überprüfung der Ergebnisse der Simulation. Die Verifikation läuft darauf hinaus, Fehler in der Implementierung des Modells zu finden. Das heißt die Programmierung visuell zu überprüfen und zu testen. Grob gesagt sollte die Verifizierung die Antwort auf der Frage:

Werden die Gleichungen richtig gelöst?

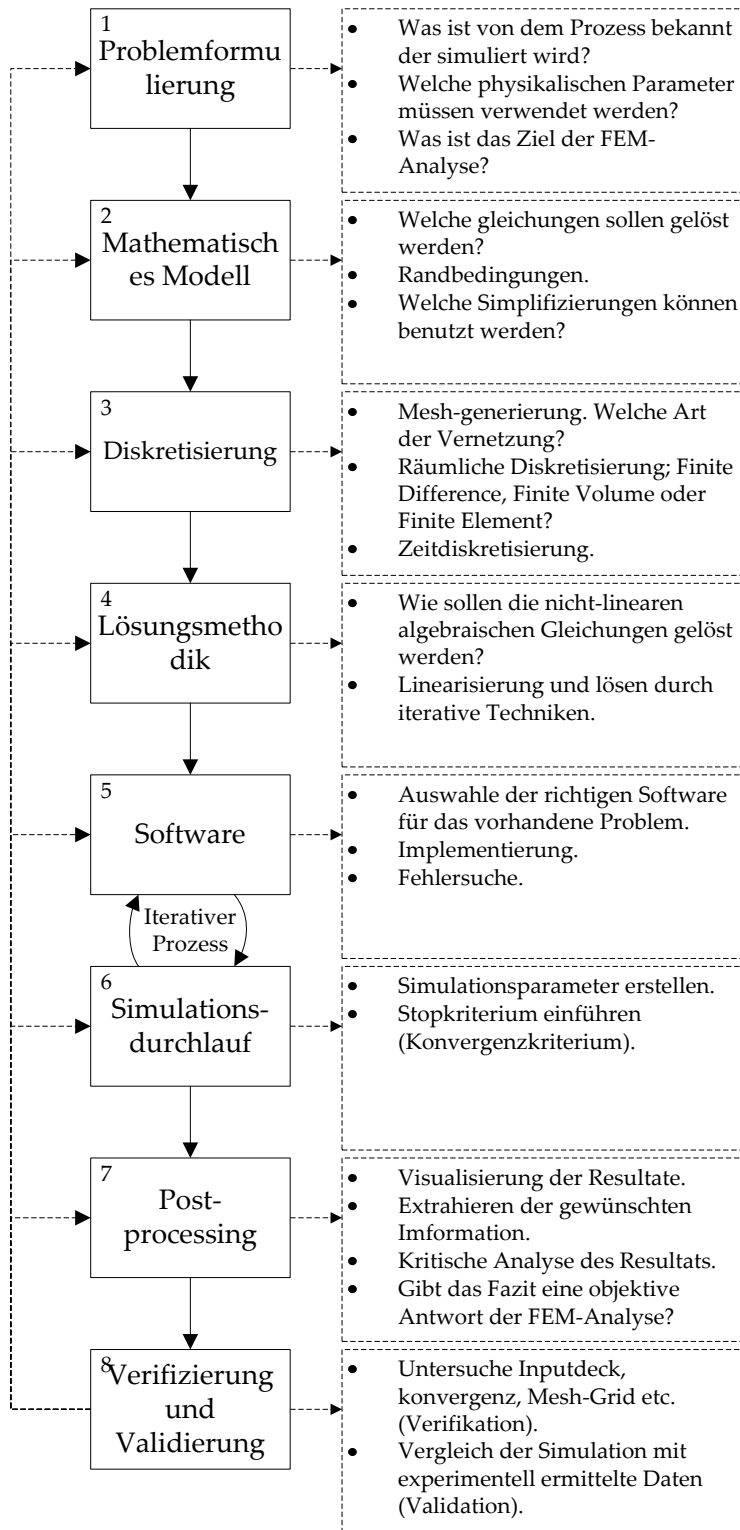
geben.

Die Verifizierung sollte nicht mit der Validierung verwechselt werden. Die Verifikation versucht die numerischen Fehler zu quantifizieren, wobei die Validation versucht Fehler im Modellaufbau findig zu machen. Dies läuft darauf hinaus, herauszufinden ob das Modell an sich für die Problemstellung ausreichend ist. Ob die Gleichungen gelöst werden und ob die Lösung eine Relation zu der Problemstellung hat, ist das Thema der Validierung. Wenn zum Beispiel eine starke elastische Federung in einem Werkzeug oder eine Umformmaschine auftritt, und dies nicht modelliert wurde, ist es bei einem solchen Fall kein Problem der Programmierung, sondern ein Problem des Modells. Grob gesagt sollte die Validierung folgende Frage beantworten:

Werden die richtigen Gleichungen gelöst?

Eine klare Unterscheidung zwischen Verifizieren und Validieren kann gemacht werden, indem man von „numerischen Fehlern“ und „Modellfehlern“ spricht [Blazek, 2001, S. 322], [Roache, 1997, S. 124 - 127].

Die Abbildung I.3 på næste side summiert die einzelnen Punkte der FEM-Analyse.



Figur I.3: Modellaufbau eine FEM-Prozesses.

I.3 FEM-Software LS-Dyna

Der Einsatz von Simulationen von Herstellungs- und Umformprozessen, mithilfe numerischer Methoden wie die Methode der Finite Elemente (**FEM**), ist unverzichtbar, um kostengünstige Produkte herstellen zu können, die gleichzeitig sämtliche mechanischen Anforderungen an das Bauteil erfüllen [curry, 2003]. Um die Simulation vernünftig gestalten zu können, ist es erforderlich die grundlegenden Aspekte des Softwarepaketes und deren Begrenzungen zu kennen. Eine Methodik um ein Simulationsmodell aufzubauen, wurde in Abschnitt I.2 på side 108 beschrieben.

Dieser Abschnitt berührt den grundlegenden Aufbau von der kommerziellen FEM-Software LS-Dyna®.

LS-Dyna ist ein allgemeines Softwarepaket zur lösung von Differentialgleichungensysteme mit der FEM. Die wichtigste Lösungsstrategie ist die explizite Zeitintegration. LS-Dyna hat jedoch auch ein Impliziter Solver mit begrenzten Funktionen. Wie auch bei anderen Softwarepaketen gibt es Vor- und Nachteile. Einerseits ist das Anwenden von LS-Dyna sehr komplex, aber auf der anderen Seite ist es möglich, eigene Materialmodelle zu implementieren und die Inputdatei fast in jeder Hinsicht für jeden speziellen Anwendungsfall zu modifizieren. Auf Grund dieser Anpassungsfähigkeit wird LS-Dyna in dieser Arbeit zur numerischen Simulation verwendet.

LS-Dyna ist ein FEM-Solver, die auf der Basis von ASCII-Dateien simulieren kann. Diese Textdateien sind mit sogenannten „Keywords“ aufgebaut und wird in einer Input-Datei gespeichert, von wo aus die Simulation dann läuft. Die Keywords-Struktur ergibt eine flexible und logische Aufbauweise der zur Simulation benutzten Inputdatei. Sich ähnelnde Funktionen der Software ist unter dem selben Keyword gruppiert. Die Keywords können willkürlich in der ASCII-Datei eingegeben werden. Nachdem das Keyword eingeschrieben ist, folgen die Werte. Oft sind schon Standardwerte hinterlegt, die jedoch auch modifiziert werden können. Um in den verschiedenen Keywords herum finden zu können, sollte der Benutzer das „LS-Dyna Keyword User’s Manual“ benutzen, wo sämtliche Keywords und Werte beschrieben sind. Ein Beispiel für ein Inputdeck ist in Abbildung I.4 på næste side gezeigt.

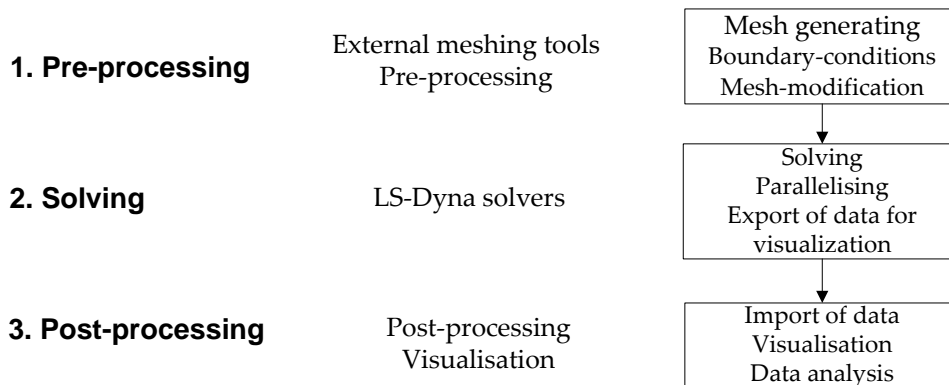
Das Inputdeck kann in einem Preprocessor oder in einem Texteditor erstellt werden. Ls-Dyna an sich löst nur das Gleichungssystem und muss daher mit einem Pre- und einem Postprozessor benutzt werden. Die Schritte, die für eine Simulation notwendig ist, ist in Abbildung I.5 på den følgende side illustriert.

Diese Aufbauweise macht es möglich, verschiedene Stufen der Simulation an verschiedenen Computern aufzubauen, um das gesamte Inputdeck danach zusammen zu führen und die rechenschwere Simulation an einem leistungsstarken Rechen-Cluster oder einen Server durchzuführen.

```

*KEYWORD
*TITLE
cp01.k - coupled thermal stress analysis - problem 1
$
$----- define solution control and output parameters -----
$
*CONTROL_SOLUTION 1 ← specify thermal-stress solution
  2
*CONTROL_TERMINATION
  1.
*DATABASE_BINARY_D3PLOT
  .1
$
$----- thermal solution keywords -----
$
*CONTROL_THERMAL_SOLVER
  1
*CONTROL_THERMAL_TIMESTEP
  0 1. .1
*DATABASE_TPRINT
  .1
$
$----- define model geometry and material parameters -----
$
*PART
aluminum block
  1 1 1
*SECTION_SOLID
  1
*MAT_ELASTIC_PLASTIC_THERMAL
  1 2700.
  0. 100.
  70.e+09 70.e+09
  .3 .3
  23.6e-06 23.6e-06
} specify mechanical material
*MAT_THERMAL_ISOTROPIC
  1 2700.
  904. 222.
  0 2.44e+07 } specify thermal material
*NODE
  1 0. 0. 0. 7 7
  2 1. 0. 0. 5 0
  3 1. 1. 0. 3 0
  4 0. 1. 0. 6 0
  5 0. 0. 1. 4 0
  6 1. 0. 1. 2 0
  7 1. 1. 1. 0 0
  8 0. 1. 1. 1 0
*ELEMENT_SOLID
  1 1 1 2 3 4 5 6 7 8
*END
  
```

Figur I.4: Beispiel einer Inputdatei [Corporation, 2006, S. 17].



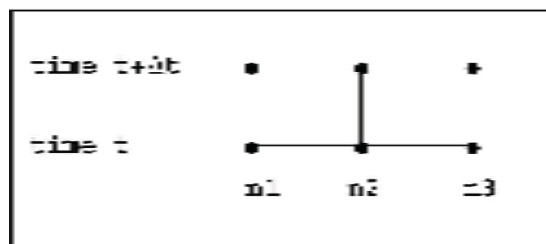
Figur I.5: Aufbau von LS-Dyna.

I.3.1 Implizite oder Explizite Analyse

Bei der Simulation mit LS-Dyna ist es notwendig zu entscheiden, ob die Analyse mit einem Expliziten oder einem Impliziten Verfahren gelöst werden soll. Die Wahl zwischen den beiden Ansätzen hängt sehr stark von der Problemstellung ab.

Explizite Analyse

Die explizite Lösungsmethodik wird verwendet, um die zeitlichen Ableitungen der Moment- und Energiegleichungen eines Problems zu lösen.



Figur I.6: Explizite Analyse.

Abbildung I.6 zeigt die Knoten n_1 , n_2 und n_3 zum Zeitpunkt t und zum Zeitpunkt $t + \Delta t$. Um die Verschiebung zum Zeitpunkt $t + \Delta t$ mit der expliziten Zeitintegration berechnen zu können, muss ein explizites System von Gleichungen für jeden Knoten gesetzt werden. Die Verschiebung der einzelnen Knoten wird dann nacheinander berechnet. Die Berechnungsaufwand pro Zeitschritt ist relativ gering, und die Berechnungen sind dann relativ schnell.

Damit eine Verschiebung in einer expliziten Simulation stattfinden kann, ist es essentiell dass der gewählte Zeitschritt nicht größer ist, als es für ein Signal mit Schallgeschwindigkeit dauert, sich zwischen zwei Knoten zu bewegen. Das folgende Beispiel stellt einen Aluminiumkörper mit einem Knotenabstand von 1 [mm] dar:

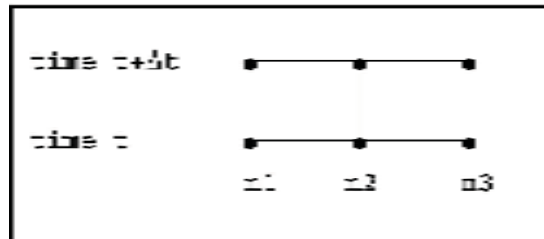
$$\Delta t \leq \frac{\Delta x}{c} = \frac{\Delta x}{\sqrt{\frac{E}{\rho}}} = \frac{0.01m}{\sqrt{\frac{70 \cdot 10^9 \text{Pa}}{2700 \text{ kg/m}^3}}} = 1.96 \cdot 10^{-7} \text{sec} \quad (\text{I.1})$$

Um ganz sicher zu sein, wird es empfohlen 90% von diesem Wert als Zeitschritt zu benutzen. Dies entspricht ungefähr $5.6 \cdot 10^6$ Zeitschritte pro Sekunde. Wenn die Simulation mehr als ein paar Sekunden dauert, bedeutet dies, dass die numerischen Berechnungen sehr umfangreich wird. Damit eine Simulation über einen längeren Zeitraum durchgeführt werden kann, können die Kräfte, die Massen oder die Zeit skaliert werden, um die Zeitschritte entsprechend zu senken. Diese Skalierung wird

Mass Scaling und Time Scaling bennant [Corporation, 2006].

Implizite Analyse

Eine implizite Lösung unterscheidet sich wesentlich von der expliziten Methode, indem sie alle Knoten als gesamtes System betrachtet, statt eine Sammlung von einzelnen Knoten.



Figur I.7: Implizite Analyse.

Abbildung I.7 zeigt die gleichen Knoten wie in Abbildung I.6 på foregående side, jetzt jedoch als ein implizites System. In ein implizites System, wird ein System von Gleichungen gebildet, um das ganze System von Knoten auf einmal zu beschreiben. Diese Gleichungen werden in Matrizen untergebracht, um sie numerisch lösen zu können. Damit die Verschiebung von n_2 zum Zeitpunkt $t + \Delta t$ gefunden werden kann, muss das ganze System als eine Einheit berechnet werden. Dies kostet einen grö"seren Rechenaufwand pro Zeitschritt, dafür braucht der Zeitschritt jedoch nicht eine feste Grö"se zu haben und so kann die Anzahl der Zeitschritte dramatisch gesenkt werden.

Es wird geschlossen, dass der Zeitschritt nicht unbedingt kleiner sein muss als 0.1 Sekunde, für das oben genannte Beispiel. Daraus folgen zehn Zeitschritte für eine implizite Analyse von einer Sekunde, im Gegensatz zu den $5.6 \cdot 10^6$ Zeitschritten bei einer expliziten Analyse.

Es kann nicht direkt hieraus geschlossen werden, dass eine implizite Analyse immer für ein Problem die schnellere Lösung sein wird. Dies ist in Relation zu mehreren Faktoren zu sehen, wie der sehr viel grö"seren Rechenaufwand pro Zeitschritt und das für bestimmte physikalische Probleme, wie zum Beispiel bei starken Nichtlinearitäten, die explizite Methode besser geeignet ist [Corporation, 2006].

Explizit versus Implizit

Um die Wahl zwischen den beiden Methoden zu erleichtern, werden hier die Vor- und Nachteile zusammengefasst [Danckert, 2010].

Explizit

Vorteile:

- Sehr robust
- Große Modelle können gehandhabt werden
- Sehr gut für Prozesse die schnell ablaufen und in Realzeit simuliert werden können, wie z.B. Explosionen, Fall-Test etc
- Sehr geeignet für hoch dynamische Prozesse, auf Grund der kleinen Zeitschritte
- Sehr gute Erfassung des Kontakts

Nachteile:

- Mass Scaling ist oft notwendig
- Ein feines Netz treibt den Zeitschritt runter
- Nicht für elastische Rückfederung geeignet

Implizit

Vorteile:

- Simulationen können in Realzeit ausgeführt werden
- Ein sehr schnelles Verfahren für kleine und mittelgroße Probleme
- Der Zeitschritt ist nicht von der Elementengröße anhängig
- Gut geeignet für elastische Rückfederung

Nachteile:

- Probleme bei der Konvergenz
- Problem große Systeme zu hantieren
- Nicht alle Funktionen sind in LS-Dyna implementiert
- Wenn die Kontakte sich rapide ändern, wird es schwierig sie zu erfassen

LS-DYNA inputdeck

Nedenstående er et eksempel på et LS-Dyna inputdeck for projektets FEM-model. At pladsmæssige årsager udelades elementbeskrivelsen og knuderne.

```
$# LS-DYNA Keyword file created by LS-PREPOST 3.0(Beta) - 25Apr2010(19:24)
$# Created on Sep-1-2011 (12:07:27)
*KEYWORD
*TITLE
$# title
2D Pulverkompaktering w= 0.754621, stempelvandring = 17.13 mm
*CONTROL_HOURLASS
$#      ihq      qh
          4  0.100000
*CONTROL_TERMINATION
$#  endtim  endcyc      dtmin  endeng  endmas
      0.030000      0      0.000  0.000  0.000
*CONTROL_TIMESTEP
$#  dtinit  tssfacc      isdo  tslimt  dt2ms      lctm      erode      mslst
      0.000  0.05500      0      0.000  0.000      0      0      0
$#  dt2msf  dt2mslc      imslc
      0.000      0      0
*DATABASE_GLSTAT
$#      dt  binary      lcur  ioopt
      1.0000E-5      1      0      1
*DATABASE_MATSUM
$#      dt  binary      lcur  ioopt
      1.0000E-5      1      0      1
*DATABASE_NODOUT
$#      dt  binary      lcur  ioopt      dthf      binhf
      1.0000E-5      1      0      1      0.000      0
*DATABASE_RCFORC
$#      dt  binary      lcur  ioopt
      1.0000E-5      1      0      1
*DATABASE_SLEOUT
$#      dt  binary      lcur  ioopt
      1.0000E-4      1      0      1
*DATABASE_BINARY_D3PLOT
```

```

$#      dt      lcdt      beam      npltc      psetid
5.0000E-4      0      0      0      0
$#      ioopt
0
*DATABASE_BINARY_RUNRSF
$#      dt      nr      beam      npltc      psetid
25000.000      2      0      0      0
*BOUNDARY_PRESCRIBED_MOTION_SET_ID
1
1      2      0      1 -1.000000      01.0000E+28      0.000
*CONTACT_2D_AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE_ID
$#      cid      title
1Kerne Emne
$#      sids      sidm      sfact      freq      fs      fd      dc      membs
1      2      5.000000      50      0.100000      0.100000      0.000      12
$#      tbirth      tdeath      sos      som      nds      ndm      cof      init
1.0000E-41.0000E+20      1.000000      1.000000      0      0      0      0
$#      vc      vdc      ipf      slide      istiff      tiedgap
460.00000      10.000000      0      0      0      0.000
*SET_PART_LIST_TITLE
Kerne
$#      sid      da1      da2      da3      da4      solver
1      0.000      0.000      0.000      0.000MECH
$#      pid1      pid2      pid3      pid4      pid5      pid6      pid7      pid8
1      0      0      0      0      0      0      0
*SET_PART_LIST_TITLE
Emne
$#      sid      da1      da2      da3      da4      solver
2      0.000      0.000      0.000      0.000MECH
$#      pid1      pid2      pid3      pid4      pid5      pid6      pid7      pid8
2      0      0      0      0      0      0      0
*CONTACT_2D_AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE_ID
$#      cid      title
2Stempel Emne
$#      sids      sidm      sfact      freq      fs      fd      dc      membs
3      2      5.000000      50      0.100000      0.100000      0.000      12
$#      tbirth      tdeath      sos      som      nds      ndm      cof      init
1.0000E-41.0000E+20      1.000000      1.000000      0      0      0      0
$#      vc      vdc      ipf      slide      istiff      tiedgap
460.00000      10.000000      0      0      0      0.000
*SET_PART_LIST_TITLE
Stempel
$#      sid      da1      da2      da3      da4      solver
3      0.000      0.000      0.000      0.000MECH
$#      pid1      pid2      pid3      pid4      pid5      pid6      pid7      pid8
3      0      0      0      0      0      0      0

```

```

*CONTACT_2D_AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE_ID
$#      cid                                     title
      3CarbidMatrice Emne
$#      sids      sidm      sfact      freq      fs      fd      dc      membs
      4          2  5.000000      50  0.100000  0.100000  0.000      12
$#      tbirth      tdeath      sos      som      nds      ndm      cof      init
      1.0000E-41.0000E+20  1.000000  1.000000      0      0      0      0
$#      vc      vdc      ipf      slide      istiff      tiedgap
      460.00000  10.000000      0      0      0      0.000
*SET_PART_LIST_TITLE
Carbid Matrice
$#      sid      da1      da2      da3      da4      solver
      4      0.000      0.000      0.000      0.000MECH
$#      pid1      pid2      pid3      pid4      pid5      pid6      pid7      pid8
      4          0          0          0          0          0          0          0
*PART
$# title
Kerne
$#      pid      secid      mid      eosid      hgid      grav      adpopt      tmid
      1          1          1          0          0          0          0          0
*SECTION_SHELL_TITLE
Model Section
$#      secid      elform      shrp      nip      propt      qr/irid      icomp      setyp
      1          15  1.000000      4          1          0          0          1
$#      t1      t2      t3      t4      nloc      marea      idof      edgset
      1.000000  1.000000  1.000000  1.000000  0.000      0.000      0.000      0
*MAT_ELASTIC_TITLE
Kerne Materiale
$#      mid      ro      e      pr      da      db      not used
      1  7.8300E-9  2.1400E+5  0.300000  0.000      0.000      0
*PART
$# title
Emne
$#      pid      secid      mid      eosid      hgid      grav      adpopt      tmid
      2          1          5          0          0          0          0          0
*MAT_GEOLOGIC_CAP_MODEL_TITLE
pulvermateriale
$#      mid      ro      bulk      g      alpha      theta      gamma      beta
      5  2.9716E-9  15000.0  7734.0  100.00000  0.190000  100.00000  0.010000
$#      r      d      w      x0      c      n
      2.950000  0.005000  0.754621  0.200000  0.000      0.000
$#      plot      ftype      vec      toff
      3.000000  2.000000  1.000000  0.000
*PART
$# title
Stempel

```

```

$#      pid      secid      mid      eosid      hgid      grav      adpopt      tmid
          3          1          2          0          0          0          0          0
*MAT_ELASTIC_TITLE
Stempel Materiale
$#      mid      ro      e      pr      da      db      not used
          2 7.8300E-9 2.1400E+5 0.300000 0.000 0.000 0
*PART
$# title
carbid Matrice
$#      pid      secid      mid      eosid      hgid      grav      adpopt      tmid
          4          1          3          0          0          0          0          0
*MAT_ELASTIC_TITLE
Carbid Matrice Materiale
$#      mid      ro      e      pr      da      db      not used
          3 1.5000E-8 6.4000E+5 0.220000 0.000 0.000 0
*PART
$# title
Sleeve
$#      pid      secid      mid      eosid      hgid      grav      adpopt      tmid
          5          1          4          0          0          0          0          0
*MAT_ELASTIC_TITLE
Sleeve Materiale
$#      mid      ro      e      pr      da      db      not used
          4 7.8300E-9 2.1400E+5 0.300000 0.000 0.000 0
*DEFINE_CURVE_SMOOTH_TITLE
motion Curve Stempel
$#      lcid      sidr      dist      tstart      tend      trise      v0
          1          0      17.30      0.000 0.030000 0.001000 0.000
*SET_NODE_LIST_TITLE
Motion Stempel Nodes
$#      sid      da1      da2      da3      da4      solver
          1      0.000 0.000 0.000 0.000MECH
$#      nid1      nid2      nid3      nid4      nid5      nid6      nid7      nid8
          4365      4404      4443      4482      4521      4560      4599      4638
          4677      4716      4755      4794      4833      4872      4911      4950
*SET_PART_LIST_TITLE
Sleeve
$#      sid      da1      da2      da3      da4      solver
          5      0.000 0.000 0.000 0.000MECH
$#      pid1      pid2      pid3      pid4      pid5      pid6      pid7      pid8
          5          0          0          0          0          0          0          0
*CONSTRAINED_GLOBAL
          2          7          2      0.000 0.000 0.000
          3          7          3      0.000 0.000 0.000
          1          7          1      0.000 0.000 0.000
*NODE

```

```

$#   nid           x           y           z           tc           rc
      1           0.000       33.0000000       0.000           0           0
.....
*ELEMENT_SHELL
$#   eid   pid   n1   n2   n3   n4   n5   n6   n7   n8
      1     1     1     2   36   35     0     0     0     0
.....
*ELEMENT_SHELL
$#   eid   pid   n1   n2   n3   n4   n5   n6   n7   n8
     430     2   507   508   573   572     0     0     0     0
.....
*ELEMENT_SHELL
$#   eid   pid   n1   n2   n3   n4   n5   n6   n7   n8
     1710     3  1872  1873  1890  1889     0     0     0     0
.....
*ELEMENT_SHELL
$#   eid   pid   n1   n2   n3   n4   n5   n6   n7   n8
     2398     4  2633  2634  2668  2667     0     0     0     0
.....
*ELEMENT_SHELL
$#   eid   pid   n1   n2   n3   n4   n5   n6   n7   n8
     2893     5  3207  3208  3242  3241     0     0     0     0
.....
*ELEMENT_SHELL
$#   eid   pid   n1   n2   n3   n4   n5   n6   n7   n8
     3124     6  3479  3480  3492  3491     0     0     0     0
.....
*END

```


ObjectFunction

```

import java.util.*;
import java.text.DecimalFormat;
import java.io.*;
import bek.opti.ObjectUtility; // Default file for Least square optimization package
public class ObjectFunction extends ObjectUtility{
    private double P[]=new double[0];
    private double S[]=new double[0];
    private String dir="";
    private double FilterRatio = 0.005; // low pass filter
    private double Beta=10;
    public ObjectFunction(){
EmpiricalData();
    }

    public void FittedData(){
P=GetParameters();
ToFile(P,dir+"P.data");
dir=GetDirectory();
MAT25(P);
NativeCall(dir);

//double F[][]= Butter22(2 , FilterRatio , dir+"rcforce.data");
double F[][]=ReadFile(dir+"rcforce.data"," ");
double disp[][]=ReadFile(dir+"punch_disp.data"," ");
double F_disp[][]=new double[F.length][2];

for (int i=0 ; i<F.length ; i++){
    F_disp[i][0]=-disp[i][1];
    F_disp[i][1]=2*Math.PI*F[i][1]/1000;
}
ToFile(F_disp,dir+"F_disp.data");
double F_point[][]=ForcePoints(F_disp,S);
F_point[0][1]=0;
ToFile(F_point,dir+"F_fit.data");

double A[]=new double[F_point.length];
for (int i=0 ; i<F_point.length ; i++){
    A[i]=F_point[i][1]/Beta;
}
}

```

```

ToFile(A,dir+"fit.data");
SetFittedData(A); // Set Data In ObjectUtility.class
}

public void EmpiricalData(){
    double A[][]=ReadFile("Exp_force.data"," ");
int reduce=0;
S=new double[A.length-reduce];
double F[]=new double[A.length-reduce];
double F_new[][]=new double[A.length-reduce][2];
for (int i=0 ; i<A.length-reduce ; i++){
    S[i]=A[i][1];
    F[i]=A[i][0]/Beta;
    F_new[i][0]=A[i][1];
    F_new[i][1]=A[i][0];
}
ToFile(F_new,"F_exp.data");
ToFile(F,"exp.data");
SetEmpiricalData(F); // Set Data In ObjectUtility.class
}

public void MAT25(double P1[]) {
    String Umat[]=new String[7];
dir=GetDirectory();
String P2[]=new String[P1.length];
for (int k=0 ; k<P1.length ; k++){
    P2[k]=RoundDigits(P1[k],"0.0000E0");
}
Umat[0]="*MAT_GEOLOGIC_CAP_MODEL";
    Umat[1]="$      mid      ro      bulk      g      alpha      theta      gamma      beta";
    Umat[2]="          5,2.9716E-9,"+P2[0]+","+P2[1]+","+P2[2]+","+P2[3]+","+P2[4]+","+P2[5];
Umat[3]="$      r      d      w      x0      c      n";
    Umat[4]="" +P2[6]+","+P2[7]+","+P2[8]+","+P2[9]+","+P2[10]+","+P2[11];
Umat[5]="$#      plot      ftype      vec      toff";
Umat[6]="  3.00000  1.000000      1.0";
ToFile(Umat,dir+"MAT25");
}

private double[][] ForcePoints(double F[][], double S[]){
double Fp[][]=new double[S.length][2];
double F_t[][]=Transpose(F);
for (int i=0 ; i<S.length ; i++){
    Fp[i][0]=S[i];
    Fp[i][1]=Interpolate(F,S[i]);
}
return Fp;
}

private double Interpolate(double A[][],double s){
int index=Search(s,A,0);

```

```

double x_1=A[index][0];
double y_1=A[index][1];
//System.out.println("displacement = " +x_1 + " and s = " +s +"Force = "+y_1);
double x_2=0;
double y_2=0;
double F=0;
if (A.length-1 > index){
    x_2=A[index+1][0];
    y_2=A[index+1][1];
    //    double alpha=(x_2-x_1)/(y_2-y_1);
    double alpha=(y_2-y_1)/(x_2-x_1);
    F=alpha*(s-x_1)+y_1;
}
else{
    F=A[A.length-1][1];
}
//System.out.println("Time Interpolate = " +s +"Coherent force = "+F);
return F;
}

private String RoundDigits(double a8,String StF){
    DecimalFormat SixDigits = new DecimalFormat(StF);
    return SixDigits.format( a8 );
}

public double[][] Jacobian(){
    // n=the number of parameters and m=the number of samples
    int n=P.length; int m=10;

    double J[][]=new double[m][n];

    // Fill in the code

    Print(J,"Jacobian");
    return (J);
}

public static void main(String args[]){
    new ObjectFunction();
}

} // end ObjectFunction.java

```


BILAG L

lsopti.in

```
;;          bulk      g      alpha theta gamma      beta      r      d      w      x0      c      n
parameters = 1260.0 1620.0 225.00000 0.008 116.9 0.003610 3.535 -8.407E-5 -1.237510 0 0 0
;; parameters from Amir R. Khoei et.al
;; parameters = 1260.0 1620.0 225.0 0.008 200.0 0.002 2.75 0.005 0.34 1.0 0 0
parameters = 15000.0 7734.0 100.0 0.19 100.0 0.01 2.95 0.005 0.754627 0.20 0 0
scale parameters = false
poor scaling = P
active = 1 1 0 0 0 0 1 0 0 1 0 0
delta = 5 5 0.1 0 .1 0.0001 0.01 0.01 0.01 0.01 0 0
;; equal delta = 0.01
tr method = 2 25
tr initial = 0
tr fraction = 2
tr control = 1.5 2 0.0 .65 1
NonMonoton = false 1 1
free step = 0
Bound Method = 1
tr lower = 800 200 0 0 0 0 2.7 0 0.65 0.01 0 0
tr upper = 25000 15000 inf inf inf inf 3.2 0.01 0.81 0.4 inf inf
max iterations = 100
epsilon = 1e-5 1e-5 0
newton method = gauss
hessian update = 2
reset hessian = 0
hessian scaling = 2
;; hybrid = 1 0.01
broyden secant = false 0 5
number of processors = 8
;; set dir = Sim1 Sim2 etc
nodeName = hill2 hill2 hill3 hill3 hill4 hill4 hill6 hill6
;; MountPoint = /mnt/Sun2 etc
jacobian = false
print residual = true
;; history file = hist.dh
end
```