

FFI RAPPORT

Gasshastighet og trykk i en rakettmotors dyseutløp - Beregninger og målinger

JOHANNESSEN Tom C

FFI/RAPPORT-2004/00056

FFIBM/844/131

Godkjent
Kjeller 9. januar 2004

B Haugstad
Forskningsjef

**Gasshastighet og trykk i en rakettmotors dyseutløp -
Beregninger og målinger**

JOHANNESSEN Tom C

FFI/RAPPORT-2004/00056

FORSVARETS FORSKNINGSINSTITUTT
Norwegian Defence Research Establishment
Postboks 25, 2027 Kjeller, Norge

P O BOX 25
 NO-2027 KJELLER, NORWAY

SECURITY CLASSIFICATION OF THIS PAGE
 (when data entered)

REPORT DOCUMENTATION PAGE

1) PUBL/REPORT NUMBER FFI/RAPPORT-2004/00056 1a) PROJECT REFERENCE FFIBM/844/131	2) SECURITY CLASSIFICATION UNCLASSIFIED 2a) DECLASSIFICATION/DOWNGRADING SCHEDULE -	3) NUMBER OF PAGES 30		
4) TITLE Gasshastighet og trykk i en rakettmotors dyseutløp - Beregninger og målinger Gas velocity and pressure in the nozzle exitplane of a rocket motor - Calculations and measurements				
5) NAMES OF AUTHOR(S) IN FULL (surname first) JOHANNESSEN Tom C				
6) DISTRIBUTION STATEMENT Approved for public release. Distribution unlimited. (Offentlig tilgjengelig)				
7) INDEXING TERMS IN ENGLISH: <table style="width: 100%; border: none;"> <tr> <td style="width: 50%; vertical-align: top;"> a) <u>Small scale rocket motor</u> b) <u>Conical nozzle</u> c) <u>Gas velocity</u> d) <u>Pressure measurements</u> e) <u>Performance</u> </td> <td style="width: 50%; vertical-align: top;"> IN NORWEGIAN: a) <u>Småskala rakettmotor</u> b) <u>Konisk dyse</u> c) <u>Gasshastighet</u> d) <u>Trykkmålinger</u> e) <u>Ytelse</u> </td> </tr> </table>			a) <u>Small scale rocket motor</u> b) <u>Conical nozzle</u> c) <u>Gas velocity</u> d) <u>Pressure measurements</u> e) <u>Performance</u>	IN NORWEGIAN: a) <u>Småskala rakettmotor</u> b) <u>Konisk dyse</u> c) <u>Gasshastighet</u> d) <u>Trykkmålinger</u> e) <u>Ytelse</u>
a) <u>Small scale rocket motor</u> b) <u>Conical nozzle</u> c) <u>Gas velocity</u> d) <u>Pressure measurements</u> e) <u>Performance</u>	IN NORWEGIAN: a) <u>Småskala rakettmotor</u> b) <u>Konisk dyse</u> c) <u>Gasshastighet</u> d) <u>Trykkmålinger</u> e) <u>Ytelse</u>			
THESAURUS REFERENCE: 8) ABSTRACT The pressure ratio, k , between the nozzle exitplane and the motorchamber, and the gas velocity at the nozzle exitplane, has been calculated. The results have been used to create propellant composition dependent expressions for these two parameters as a function of the nozzle expansion ratio. Theoretical pressure ratios, k , have been used together with experimental firing results to estimate the gas velocity at the nozzle exitplane. However, in four firings the pressure near the nozzle exitplane was measured, and the pressure ratio, k , from these measurements were compared with theoretical values. In order to conduct these measurements a new steel/molybdenum nozzle had to be constructed. The firings were performed with small scale rocket motors with radial burning grain (ca 0.3 kg). Two propellants with a slight performance difference, were used.				
9) DATE 9. January 2004	AUTHORIZED BY This page only B Haugstad	POSITION Director of Research		

ISBN-82-464-0828-3

UNCLASSIFIED

SECURITY CLASSIFICATION OF THIS PAGE
 (when data entered)

INNHold

	Side
INNHold	5
1 INNLEDNING	7
2 HENSIKT	7
3 TEORI	8
3.1 Sammenheng mellom skyvkraft og kammertrykk	8
3.2 Bestemmelse av trykkforholdet k	9
3.3 Bestemmelse av v_e	10
3.4 Beregning av I_{sp} ved standardbetingelsene	10
3.5 Retensjonstid	10
4 BREGNINGER	11
4.1 Bestemmelse av $v_e(\varepsilon)$ og $k(\varepsilon)$	11
5 UTSTYR OG UTFØRELSE	16
5.1 Drivstoff og ladninger	16
5.2 Motordeler	16
5.3 Instrumentering	17
5.4 Fyringer og målinger	18
6 RESULTATER	18
6.1 Generelt	18
6.2 Bestemmelse av v_e fra firingene	18
6.3 Fyringer med trykkregistrering i dysens utløpskon	22
7 VURDERING AV VERDIER BESTEMT FRA MÅLINGENE	25
7.1 Ytelsesverdiene c^* og I_{sp}	25
7.2 Utløpshastighet, v_e	26
7.3 Trykkforholdet, $k = P_e/P_c$	27
7.4 Sammenlikning av målte verdier og teoretiske beregninger - kommentarer	29
8 KONKLUSJON	29
Litteratur	30

Gasshastighet og trykk i en rakettmotors dyseutløp - Beregninger og målinger

1 INNLEDNING

I prosjekt 844-02 (Neste generasjon rakettmotorer) ble det utviklet og testet utstyr for å måle skyvkraft og kammertrykk ved statisk fyring av småskalamotorer. Dette arbeidet er beskrevet i FFI/RAPPORT-2003/01239 (1).

I tillegg til arbeidet beskrevet i (1) ble det gjort en del teoretiske betraktninger og beregninger for å få mest mulig informasjon ut av hver fyring. Dette førte også til at det etter hvert ble gjort modifiseringer av utstyret for å kunne måle statisk trykk i dysens supersoniske del, nær utløpsplanet. Til sist ble noen av teoriene og beregningene testet ut ved fyringer. Denne rapporten tar for seg dette arbeidet .

Fyringene ble utført på ladninger av drivstoffkomposisjoner utviklet i prosjekt 798-05 (Panserbekjempelse 2000+). Detaljer om drivstoffene vil bli beskrevet i egne rapporter.

Samtlige deler, bortsett fra motorrøret som kun er noe modifisert, er konstruert ved FFIBM og produsert ved FFIFV. Drivstoffet og ladningene er produsert ved FFIBM.

2 HENSIKT

Da dette arbeidet ble påbegynt var hensikten å finne en sammenheng mellom spesifikk impuls målt ved vilkårlig trykk og ekspansjonsforhold, og spesifikk impuls ved standardbetingelsene vist i Tabell 2.1.

Tabell 2.1 Eksempel på de vanligste standardbetingelsene som benyttes for bestemmelse av I_{sp} .

Kammertykk, P_c (MPa)	Trykk i dysens utløpsplan, P_e (MPa)	Atmosfæretrykk, P_a (MPa)
6.9	0.1013	0.1013

For å oppnå standardbetingelser under en fyring må man kjenne en del drivstoffegenskaper på forhånd, enten ved beregninger (ytelsesverdier) eller målinger (brennhastighet som funksjon av trykk og tetthet). Deretter må dysehalsens areal (A_t) og ekspansjonsforhold (ϵ) tilpasses for å få ønsket kammertrykk (P_c) og trykk i dysens utløpsplan (P_e). Gevinsten ved å finne en sammenheng mellom I_{sp} , P_c og P_e vil derfor være relativ stor fordi man da ikke trenger å kjenne alle drivstoffegenskapene godt på forhånd. Samme fyring som benyttes for å måle brennhastighet kan benyttes for å bestemme ytelsesverdiene, deretter beregnes $I_{sp,0}$ ved

standardbetingelsene fra måleresultatene. I tillegg slipper man å tilpasse en ny dyse for hver gang drivstoffets egenskaper forandrer seg.

Siden I_{sp} er avhengig av gasshastigheten og trykket i dyseutløpet, v_e og P_e , i følge likning (3.4) var det viktig å få verifisert v_e og P_e/P_c ved hjelp av målinger. Utløpshastigheten skal være tilnærmet uavhengig av kammertrykket og vil trolig være en bedre egnet ytelsesverdier for sammenlikning av drivstoff enn I_{sp} . Målte verdier av v_e skulle sammenliknes for to drivstoff med en liten forskjell i teoretisk spesifikk impuls.

3 TEORI

3.1 Sammenheng mellom skyvkraft og kammertrykk

Skyvkraften, F , til en rakettmotor er gitt av likning (3.1), Sarnes (2). Fra likningen ser man at skyvkraften deles i to komponenter, ett hastighetsbidrag og ett trykkbidrag. Det forutsettes at gass-strømmen er parallell med senteraksen og at trykket er likt i alle punkter i utløpsplanet.

$$F = \dot{m} v_e + (P_e - P_a) A_e, \quad (3.1)$$

hvor \dot{m} er massestrøm gjennom dysen (kg/s) og A_e er dysens areal i utløpsplanet (m^2).

For å kunne utlede et tilsvarende uttrykk for I_{sp} må man kjenne følgende to likninger, definisjonen av I_{sp} , likning (3.2), og uttrykket for karakteristisk hastighet (c^*), likning (3.3). Ved kombinasjon av disse tre likningene kan uttrykket for spesifikk impuls skrives som likning (3.4), hvor I_{sp} er delt i to komponenter, ett hastighetsbidrag og ett trykkbidrag.

$$I_{sp} = \frac{F}{\dot{m}} \quad (3.2)$$

$$c^* = \frac{P_c A_t}{\dot{m}} \quad (3.3)$$

$$I_{sp} = v_e + \left[\frac{P_e - P_a}{P_c} \right] \varepsilon c^*, \quad (3.4)$$

hvor $\varepsilon = A_e/A_t$. Allerede av likning (3.4) går det fram at dersom man kunne måle P_e , i tillegg til P_c og F , ville v_e kunne bestemmes direkte. Ved statiske fyringer for å bestemme ytelsen måles vanligvis kun P_c og F .

Hvorfor er det interessant å finne v_e , og kan man finne v_e fra en måling uten å måle P_c ?

Det er interessant å finne v_e fordi litteratur og beregninger (3) viser at v_e vil være tilnærmet uavhengig av trykket, i motsetning til I_{sp} som vil øke med trykket. Beregninger foretatt med likevektsprogrammet NASA SP-273 (3) viser videre at v_e vil være avhengig av ekspansjonsforhold og drivstoffsammensetning. Dersom man holder ekspansjonsforholdet konstant vil v_e kun være avhengig av drivstoffsammensetningen og derfor en meget interessant parameter for å sammenlikne ytelse.

Dersom man skal finne v_e uten å måle P_e , må man kunne bestemme P_e på en annen måte. Beregninger i kapittel 4.1 (tabellene 4.1 og 4.2) viser at forholdet mellom P_e og P_c ved et gitt ekspansjonsforhold er tilnærmet konstant, og forholdet kan uttrykkes som likning (3.5).

$$k \approx \frac{P_e}{P_c} \quad (3.5)$$

Konstanten k , som gjelder for gitt gassammensetning og ekspansjonsforhold må beregnes. Dette kan gjøres ved hjelp av NASA SP-273 ved å plote sammenfallende verdier for P_e og P_c . Man får da en tilnærmet rett linje med vinkelkoeffisient k .

Dersom man nå starter forfra med likning (3.1) og uttrykker massestrømmen, \dot{m} , med likning (3.3) og P_e med uttrykket fra likning (3.5), får man følgende uttrykk (3.6) som beskriver sammenhengen mellom skyvkraft og kammertrykk.

$$F = \frac{A_t}{c^*} v_e P_c + (kP_c - P_a) A_e \quad (3.6)$$

Dysehalsens areal, A_t , og dysens utløpsareal, A_e , er kjent på forhånd. Eventuelt kan de også måles etter fyringen. Karakteristisk hastighet, c^* bestemmes under fyringen. Lufttrykket, P_a , måles rett før fyring og forutsettes konstant i løpet av fyringen, mens P_c og F registreres. Ved å stokke om litt på likning (3.6) får man uttrykket (3.7).

$$F = \left[\frac{A_t}{c^*} v_e + kA_e \right] P_c - P_a A_e \quad (3.7)$$

Fra (3.7) ser man at ved å plote $F(P_c)$ vil man få en rett linje med stigningskoeffisient lik uttrykket i parenteser fordi samtlige størrelser i parenteser er helt eller tilnærmet uavhengige av P_c . Ved å sette stigningskoeffisienten lik λ , kan v_e uttrykkes med likning (3.8).

$$v_e = \left[\frac{\lambda}{A_t} - k \mathcal{E} \right] c^* \quad (3.8)$$

I en virkelig fyring vil man få en lineær sammenheng mellom P_c og F kun i området av fyringskurvene med stabil tilstand i motoren. Man kan derfor ikke benytte tennings- og tønningsforløpet for å beregne v_e .

Ved å kombinere likningene (3.4) og (3.5) vil man kunne skrive uttrykket for I_{sp} som likning (3.9), og man ser hvordan I_{sp} vil avhenge av P_c .

$$I_{sp} = v_e + \left[\frac{kP_c - P_a}{P_c} \right] \mathcal{E} c^* \quad (3.9)$$

Hvis man lar P_c gå mot uendelig, vil man finne grenseverdien for I_{sp} , gitt ved uttrykket i likning (3.10). Dette er nøyaktig samme uttrykk man vil få dersom man lar gassen ekspandere mot vakuum, dvs $P_a=0$. Ved ekspansjon mot vakuum betegnes ofte spesifikk impuls som I_{vac} og denne størrelsen kan også benyttes for å sammenlikne drivstoff.

$$\lim_{P_c \rightarrow \infty} I_{sp} = v_e + k \mathcal{E} c^* = I_{vac} \quad (3.10)$$

3.2 Bestemmelse av trykkforholdet k

Vi antar så langt at k er konstant over et større trykkområde, men at k vil variere med ekspansjonsforholdet \mathcal{E} , og gassens egenskaper. Gassens egenskaper er gitt av drivstoffets sammensetning og kan beregnes ved hjelp av NASA SP-273 eller tilsvarende program. Teoretisk kan derfor $k(\mathcal{E})$ bestemmes ved beregninger hvor drivstoffsammensetningen holdes

konstant og ε varieres. Programmet nytter P_c som inndata og P_e beregnes. Man får k fra likning (3.5). Slike beregninger har vist at ved å plote $\ln(k)$ mot $\ln(\varepsilon)$ får man en rett linje. Derfor kan $k(\varepsilon)$ uttrykkes på formen vist i likning (3.11). Her vil konstantene c og d være unike for drivstoffsammensetningen og man har et teoretisk uttrykk for k som funksjon av ekspansjonsforholdet. Beregninger i kapittel 4 viser at uttrykket vil gjelde over et større trykkområde og dekke kammertrykket for "normale" rakettmotorer. Typisk størrelse på c og d vil være henholdsvis 0,3 og -1,4.

$$k = c\varepsilon^d \quad (3.11)$$

3.3 Bestemmelse av v_e

På tilsvarende måte som man finner teoretisk $k(\varepsilon)$ kan man også finne teoretisk $v_e(\varepsilon)$. Beregninger (NASA SP-273) har vist at man ved å plote $\ln(v_e)$ mot $\ln(\varepsilon)$ vil få en kurve som kan uttrykkes ved et polynom på formen vist i likning (3.12). Koeffisientene a_0 , a_1 og a_2 er unike for drivstoffsammensetningen. Typisk vil a_0 ligge i størrelsesområdet 7,3.

$$\ln v_e = a_0 + a_1(\ln \varepsilon) + a_2(\ln \varepsilon)^2 \quad (3.12)$$

3.4 Beregning av I_{sp} ved standardbetingelsene

For å kunne sammenlikne spesifikk impuls for forskjellige drivstoff benyttes ofte standardbetingelser, se Tabell 2.1. Ved å sette disse betingelser inn i uttrykket for I_{sp} (3.4) får man likning (3.13).

$$I_{sp,0} = v_{e,0} \quad (3.13)$$

Siden både $P_{c,0}$ og $P_{e,0}$ er kjent, er k_0 gitt av likning (3.5). Neste trinn blir å finne hvilket ekspansjonsforhold, ε_0 som vil gi nøyaktig disse betingelsene med dette drivstoffet. Ved å sette k_0 inn i likning (3.11) og løse denne med hensyn på ε , vil man finne ekspansjonsforholdet ε_0 . Til sist finner man $v_{e,0}$ fra likning (3.12) ved å sette inn ε_0 . Dermed er også spesifikk impuls ved standardbetingelsene funnet siden $I_{sp} = v_{e,0}$. Generelt kan man bruke formlene (3.11) og (3.12) for å finne I_{sp} ved andre betingelser enn de som i utgangspunktet er benyttet ved beregninger eller fyringer. Anvendelsen vil ha mest nytte ved fyringer siden teoretiske verdier vil være enklere å beregne direkte.

3.5 Retensjonstid

Retensjonstiden, t_r , eller oppholdstiden av gassen i motorkammeret vil i følge Sarner (2) spille inn på måling av ytelse. Det er viktig at t_r er tilstrekkelig lang, slik at større partikler rekker å forbrenne fullstendig i motorkammeret. Ved måling av trykk to steder i motoren, foran i kammeret og bakerst i dysen, vil man få en forsinkelse tilsvarende summen av t_r og strømningstiden $t_{r,d}$ gjennom dysen. I følge (2) er retensjonstiden gitt av likning (3.14).

$$t_r = \frac{M_c c^* V_c}{RT_c A_t}, \quad (3.14)$$

hvor M_c , V_c og T_c er henholdsvis molvekt, volum og temperatur til gassen i kammeret. R er gasskonstanten. Tiden det tar for gassen å strømme gjennom dysen ($t_{r,d}$) kan ignoreres siden den vil ligge i området 1% av t_r som igjen er godt innenfor usikkerheten i beregningene av t_r .

4 BEREGNINGER

4.1 Bestemmelse av $v_e(\varepsilon)$ og $k(\varepsilon)$

Programmet NASA SP-273 ble benyttet for å bestemme $v_e(\varepsilon)$ og $k(\varepsilon)$. Beregningene ble utført ved betingelser som var relativt lite gunstige med tanke på å oppnå P_c -uavhengige verdier for $v_e(\varepsilon)$ og $k(\varepsilon)$, nemlig likevektsbetingelser. I en slik beregning vil gassammensetningen forandres på vei gjennom dysen for å opprettholde likevekt. Alternativt kunne man i stedet benytte frosset sammensetning gjennom dysen, men da på bekostning av større usikkerhet i ytelsesresultatene. Beregningene er utført på to drivstoffkomposisjoner A og B som har noe forskjellig sammensetning og ytelse. Inndata for beregningene er drivstoffets sammensetning, med nødvendige termodynamiske data som ingrediensenes dannelsesentalpi, kammertrykk og ekspansjonsforhold. Beregninger ble utført i intervallene $\varepsilon = [2-15]$ og $P_c = [5-50 \text{ MPa}]$. Resultatene fra beregningene for komposisjon A og B er gitt i henholdsvis tabellene 4.1 og 4.2.

Tabell 4.1 Likevektsberegninger utført med NASA SP-273 på drivstoffkomposisjon A.

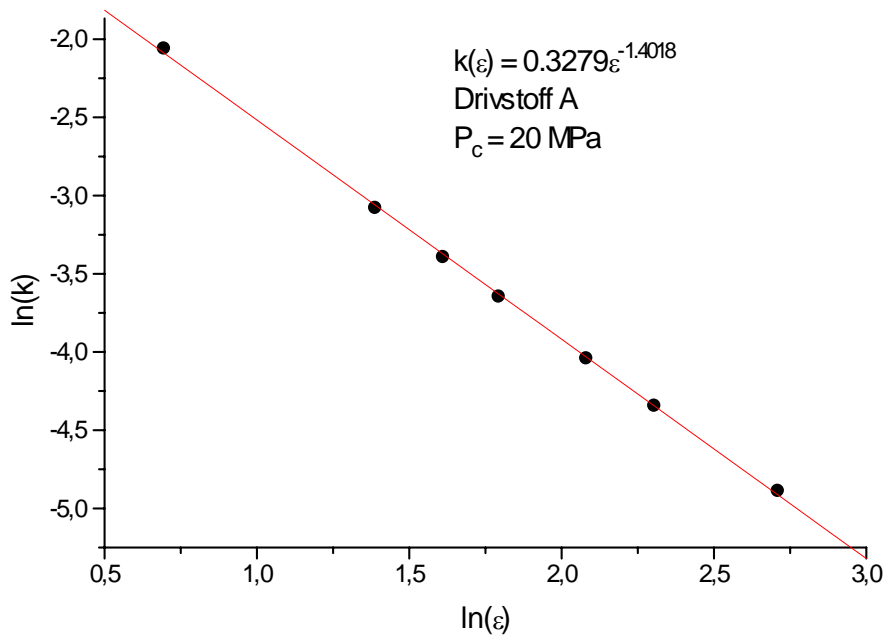
ε	P_c (MPa)	P_e (MPa)	c^* (m/s)	k	v_e (m/s)
2	5	0,6494	1516,7	0,12987	1834,3
2	10	1,2888	1524,0	0,12888	1845,0
2	15	1,9244	1528,0	0,12829	1851,7
2	20	2,5575	1530,7	0,12788	1855,8
2	25	3,1882	1532,8	0,12753	1859,2
2	30	3,8186	1534,4	0,12729	1861,2
2	50	6,3261	1538,6	0,12652	1868,6
4	5	0,2370	1516,7	0,04741	2172,9
4	10	0,4679	1524,0	0,04679	2184,6
4	15	0,6964	1528,0	0,04643	2190,5
4	20	0,9237	1530,7	0,04618	2194,0
4	25	1,1496	1532,8	0,04599	2197,4
4	30	1,3754	1534,4	0,04585	2199,7
4	50	2,2724	1538,6	0,04545	2205,6
5	5	0,1737	1516,7	0,03473	2258,3
5	10	0,3421	1524,0	0,03421	2269,3
5	15	0,5089	1528,0	0,03393	2275,0
5	20	0,6748	1530,7	0,03374	2279,0
5	25	0,8398	1532,8	0,03359	2282,1
5	30	1,0046	1534,4	0,03349	2283,8
5	50	1,6594	1538,6	0,03319	2289,8
6	5	0,1349	1516,7	0,02698	2322,6
6	10	0,2656	1524,0	0,02656	2333,3
6	15	0,3950	1528,0	0,02634	2338,2
6	20	0,5238	1530,7	0,02619	2342,3
6	25	0,6518	1532,8	0,02607	2345,0
6	30	0,7797	1534,4	0,02599	2347,1
6	50	1,2879	1538,6	0,02576	2352,8
8	5	0,0909	1516,7	0,01818	2414,6
8	10	0,1789	1524,0	0,01789	2424,3
8	15	0,2661	1528,0	0,01774	2429,2
8	20	0,3528	1530,7	0,01764	2432,4
8	25	0,4391	1532,8	0,01756	2435,0
8	30	0,5253	1534,4	0,01751	2436,7
8	50	0,8678	1538,6	0,01736	2441,5
10	5	0,0672	1516,7	0,01343	2478,5
10	10	0,1322	1524,0	0,01322	2487,8
10	15	0,1965	1528,0	0,01310	2492,3
10	20	0,2606	1530,7	0,01303	2495,6
10	25	0,3243	1532,8	0,01297	2497,3
10	30	0,3880	1534,4	0,01293	2499,3
10	50	0,6411	1538,6	0,01282	2503,3
15	5	0,0389	1516,7	0,00778	2582,3
15	10	0,0766	1524,0	0,00766	2590,2
15	15	0,1140	1528,0	0,00760	2593,9
15	20	0,1511	1530,7	0,00756	2596,7
15	25	0,1881	1532,8	0,00752	2598,7
15	30	0,2251	1534,4	0,00750	2600,3
15	50	0,3719	1538,6	0,00744	2604,3

Tabell 4.2 Likevektsberegninger utført med NASA SP-273 på drivstoffkomposisjon B.

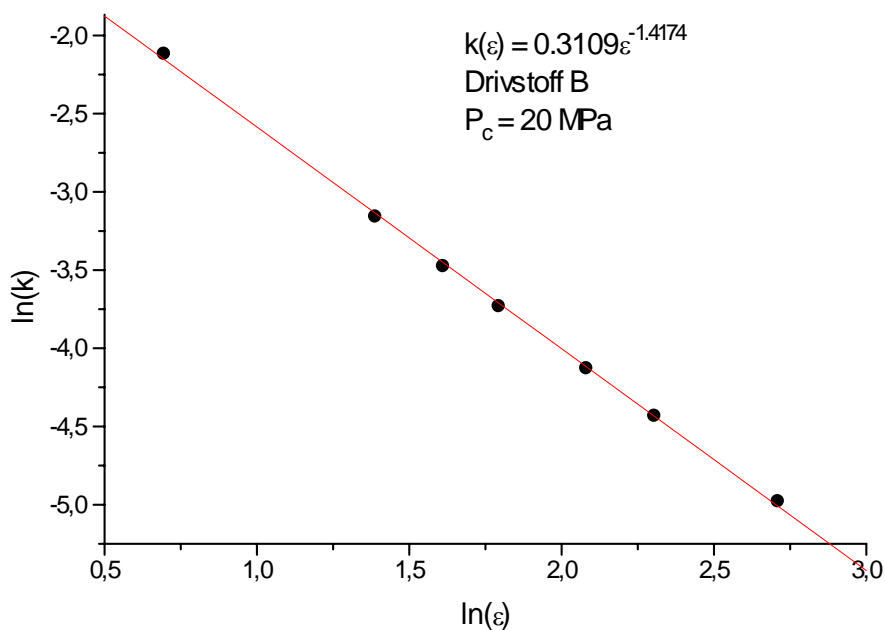
ε	P_c (MPa)	P_e (MPa)	c^* (m/s)	k	v_e (m/s)
2	5	0,6144	1554,5	0,12288	1894,5
2	10	1,2172	1559,1	0,12172	1903,1
2	15	1,8174	1561,2	0,12116	1907,6
2	20	2,4154	1562,7	0,12077	1909,7
2	25	3,0128	1563,9	0,12051	1911,8
2	30	3,6097	1564,2	0,12032	1912,9
2	50	5,9906	1566,1	0,11981	1916,8
4	5	0,2172	1554,5	0,04344	2228,1
4	10	0,4302	1559,1	0,04302	2234,2
4	15	0,6422	1561,2	0,04281	2237,5
4	20	0,8535	1562,7	0,04267	2239,9
4	25	1,0646	1563,9	0,04258	2240,8
4	30	1,2756	1564,2	0,04252	2241,7
4	50	2,1173	1566,1	0,04235	2244,4
5	5	0,1581	1554,5	0,03162	2310,4
5	10	0,3131	1559,1	0,03131	2315,5
5	15	0,4675	1561,2	0,03117	2318,2
5	20	0,6214	1562,7	0,03107	2320,2
5	25	0,7752	1563,9	0,03101	2321,8
5	30	0,9288	1564,2	0,03096	2322,7
5	50	1,5419	1566,1	0,03084	2325,1
6	5	0,1224	1554,5	0,02448	2370,7
6	10	0,2425	1559,1	0,02425	2375,8
6	15	0,3621	1561,2	0,02414	2378,4
6	20	0,4813	1562,7	0,02407	2380,2
6	25	0,6004	1563,9	0,02402	2381,7
6	30	0,7195	1564,2	0,02398	2382,5
6	50	1,1945	1566,1	0,02389	2384,5
8	5	0,0822	1554,5	0,01645	2456,9
8	10	0,1629	1559,1	0,01629	2461,3
8	15	0,2433	1561,2	0,01622	2463,5
8	20	0,3235	1562,7	0,01617	2465,1
8	25	0,4035	1563,9	0,01614	2466,5
8	30	0,4835	1564,2	0,01612	2467,1
8	50	0,8029	1566,1	0,01606	2468,8
10	5	0,0606	1554,5	0,01212	2516,5
10	10	0,1202	1559,1	0,01202	2521,2
10	15	0,1795	1561,2	0,01196	2523,1
10	20	0,2386	1562,7	0,01193	2524,5
10	25	0,2976	1563,9	0,01191	2524,7
10	30	0,3567	1564,2	0,01189	2526,3
10	50	0,5923	1566,1	0,01185	2527,8
15	5	0,0351	1554,5	0,00702	2612,5
15	10	0,0696	1559,1	0,00696	2616,2
15	15	0,1039	1561,2	0,00693	2618,0
15	20	0,1382	1562,7	0,00691	2619,1
15	25	0,1724	1563,9	0,00689	2620,2
15	30	0,2066	1564,2	0,00689	2620,5
15	50	0,3431	1566,1	0,00686	2622,0

Av begge tabellene ser man at k variere lite med P_c ved gitt ε . Videre ser man at k avtar betydelig med stigende ε . Gasshastigheten i utløpsplanet v_e varierer svært lite med trykket, faktisk mindre enn for c^* , og c^* er vanlig å betrakte som trykkuavhengig. Ved økende ekspansjon øker v_e .

Ved å plote $\ln(k)$ mot $\ln(\varepsilon)$ ved samme trykk får man tilnærmet rette linjer som kan beskrives med likning (3.11). Slike plott er vist for drivstoff A og B ved kammetrykk på 20 MPa i henholdsvis Figur 4.1 og Figur 4.2.

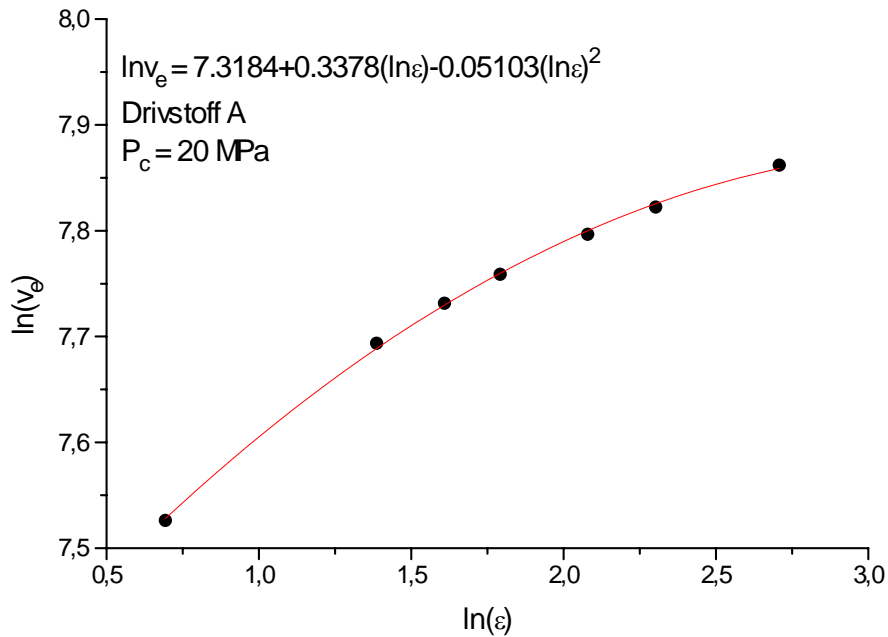


Figur 4.1 Plott av $\ln(k)$ mot $\ln(\varepsilon)$ for drivstoff A ved 20 MPa.

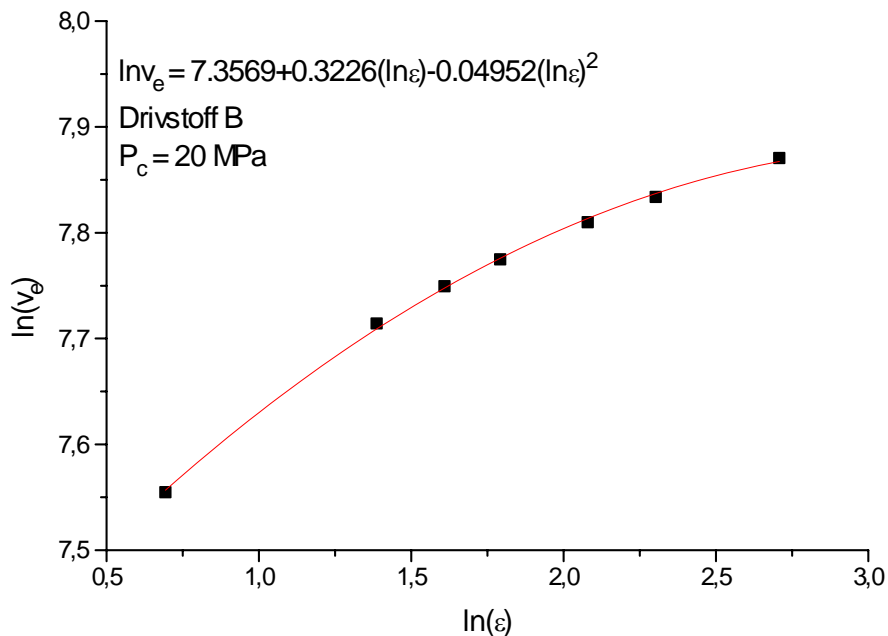


Figur 4.2 Plott av $\ln(k)$ mot $\ln(\varepsilon)$ for drivstoff B ved 20 MPa.

Ved å plote $\ln(v_e)$ mot $\ln(\varepsilon)$ kan man trekke en kurve gjennom dem som godt beskrives av et andregradspolynom, tilsvarende likning (3.12). Slike plott er vist for drivstoff A og B ved kammetrykk på 20 MPa i henholdsvis Figur 4.3 og Figur 4.4.



Figur 4.3 Plott av $\ln(v_e)$ mot $\ln(\varepsilon)$ for drivstoff A ved 20 MPa.



Figur 4.4 Plott av $\ln(v_e)$ mot $\ln(\varepsilon)$ for drivstoff B ved 20 MPa.

I Tabell 4.3 er konstantene som vil inngå i likningene (3.11) og (3.12) for drivstoffkomposisjonene A og B samlet. Man ser av konstantene at de forandres svært lite med trykket som følge av at k og v_e er tilnærmet trykkuavhengige.

Tabell 4.3 Konstanter som benyttes i likningene (3.11) og (3.12) beregnet for to drivstoffkomposisjoner ved forskjellige trykk.

P_c (MPa)			5	10	15	20	25	30	50
Drivstoff A	Konstanter for k	c	0,33290	0,33060	0,32910	0,32790	0,32700	0,32630	0,32420
		d	-1,39505	-1,39910	-1,40086	-1,40180	-1,40253	-1,40303	-1,40411
	Konstanter for v_e	a_0	7,30477	7,31105	7,31578	7,31840	7,32068	7,32192	7,32732
		a_1	0,34052	0,34015	0,33841	0,33780	0,33718	0,33697	0,33467
		a_2	-0,05094	-0,05125	-0,05106	-0,05103	-0,05103	-0,05104	-0,05072
Drivstoff B	Konstanter for k	c	0,31680	0,31360	0,31200	0,31090	0,31030	0,30970	0,30830
		d	-1,41838	-1,41791	-1,41764	-1,41740	-1,41731	-1,41718	-1,41675
	Konstanter for v_e	a_0	7,34504	7,35193	7,35565	7,35689	7,35848	7,35966	7,36244
		a_1	0,32892	0,32490	0,32273	0,32261	0,32172	0,32069	0,31948
		a_2	-0,05059	-0,04984	-0,04945	-0,04952	-0,04937	-0,04905	-0,04896

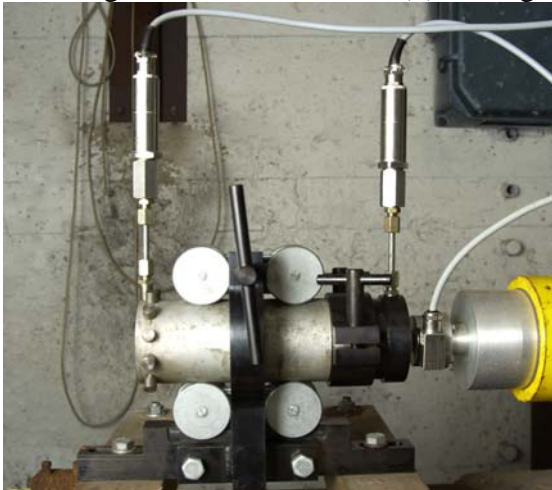
5 UTSTYR OG UTFØRELSE

5.1 Drivstoff og ladninger

Under testene ble det benyttet to typer drivstoff som er gitt betegnelsen A og B. Sammensetningen og teoretisk ytelse er noe forskjellig for A og B. Teoretisk impuls ved standardbetingelsene ligger ca 1 % høyere for B enn for A. Andre egenskaper, som f eks brennhastighet, kan variere innenfor A og B blandingene. Samtlige ladninger som ble testet var radieltbrennende (RB). En RB-ladning vil ha en progressiv brennflateutvikling og gi stigende trykk under hele fyringen. Detaljer om ladningene er beskrevet i (1).

5.2 Motordeler

Det ble benyttet en modifiser 2"-motor og en egenutviklet fyringsfikstur. Detaljer om både motor og fikstur er beskrevet i (1). Fotografi av instrumentert motor er vist i Figur 5.1.

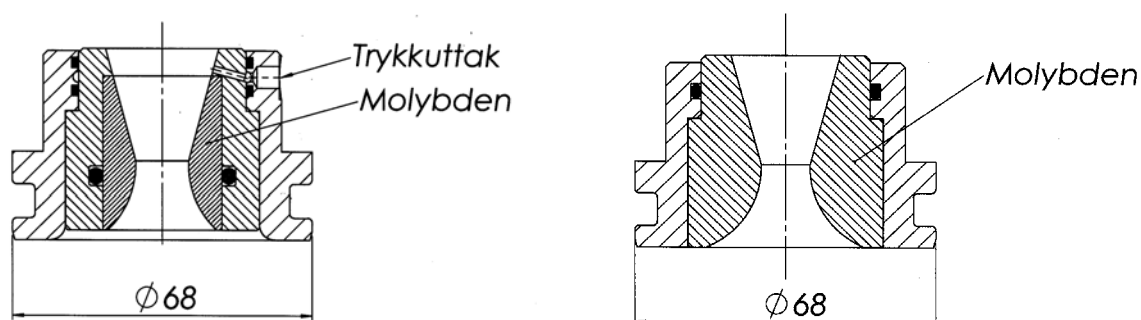


Figur 5.1 Motor med instrumentering. Trykkmålecellen som registrerer trykket nær dysens utløpsplan er plassert vertikalt og ses til venstre på bildet.

I noen av firingene ble trykket i dysens utløpskon nær utløpsplanet registrert. Det ble derfor konstruertes en egnet dyse og endestykke for dette formålet. Endestykket og dysens ytre del er laget i stål. Dyseinnsatsen, som må tåle høye temperaturer, består av molybden. Trykkuttaket ble plassert så nær utløpsplanet som mulig, i ståldelen av dysen. O-ringer tettet mellom de tre delene. O-ringene ble skiftet ut mellom hver firing. Dysen er vist til venstre i Figur 5.2. Samtlige dyser hadde halveringsvinkel $\alpha = 15^\circ$.

Ved trykkuttaket i overgangen mellom endestykket og dysen var det et lite spor for å sikre gasstrømming selv om kanalen mellom de to delene ikke stemte helt overens. Dette viste seg å være utilstrekkelig, og etter to firinger med trykkregistrering i dysens utløpskon ble sporet i endestykket utvidet slik at det gikk hele veien rundt dysen. Dette sporet kan ses på skissen til venstre i Figur 5.2 hvor det befinner seg mellom de to øverste o-ringene.

Det ble i løpet av forsøkene observert at dyser av denne typen, hvor kun den innerste delen bestod av molybden, holdt seg fri for sprekker etter firing. Tidligere er det observert at det i molybdendyser av typen vist til høyre i Figur 5.2, dannes langsgående smale sprekker som utvider seg litt for hver gang de brukes. Forøvrig ble sistnevnte dysetype benyttet i de firingene hvor trykkregistrering i utløpskonen ikke ble foretatt.



Figur 5.2 To forskjellige dyser på plass i endestykker. Til venstre vises dyse med trykkuttak hvor selve dysen består av både molybden og stål. Til høyre vises en vanlig dyse av molybden. Endestykkene utgjør ytterste del på de to skissene.

5.3 Instrumentering

Under hver firing ble trykket i motorkammeret og skyvkraften registrert. Utstyret og metoden er beskrevet i (1). I de tilfellene hvor trykket i dysens utløpskon ble registrert ble det benyttet en resistiv trykkmålecelle for måleområde 0 til 2 MPa. Trykkmålecellen var strekkklappbasert med Wheatstone brokobling. Den hadde en følsomhet på 2 mV/V, en egenfrekvens på 15 kHz og nøyaktighetsklassen var 0,15. Trykkmålecellen, som var produsert av HBM (Hottinger Baldwin Messtechnik), hadde typebetegnelsen P3MB.

5.4 Fyringer og målinger

Fremgangsmåten var nøyaktig den samme som beskrevet i (1) for fyringene uten trykkregistrering i dysens utløpskon. I fyringene hvor det ble foretatt trykkregistreringer i dysens utløpskon ble målecellen festet over dysen i vertikal stilling etter at motoren var satt på plass i fyringsfiksturen (Figur 5.1). Lengden på kanalen fra trykkuttaket til målecellen var tilsvarende den for registrering av kammertrykket, ca 10 cm. I motsetning til målecellen som registrerte kammertrykket, var den innerste kanalen til denne målecellen uten fett fordi den skulle være mest mulig følsom. Påkjenningen på målecellen ble også betraktet som mindre kritisk fordi temperatur og trykk ville være betydelig lavere her enn i kammeret.

6 RESULTATER

6.1 Generelt

I denne rapporten er resultatene fra fjorten fyringer tatt med. Tre med-A drivstoff og elleve med B-drivstoff. Trykket i dysens utløpskon ble registrert ved fire fyringer med ladninger av B-drivstoff. I samtlige fyringer bortsett fra én, var dysens ekspansjonsforhold $\varepsilon = 5$. I LMF-18 var $\varepsilon = 6$. Noen av fyringene er tidligere også omtalt i (1), men det fokuseres her på nye detaljer. Oversikt over fyringene er gitt i Tabell 6.1.

Tabell 6.1 Oversikt over fyringer som omtales i denne rapporten.

Fyring nr	Drivstoff	Drivstoffmasse (kg)	Dysehalsdiameter (mm)	Kommentar
LMF-06	A1	0,28585	13,00	*
LMF-08	A2	0,28517	12,00	*
LMF-09	A3	0,28374	12,00	*
LMF-10	B3	0,28383	13,00	
LMF-11	B4	0,28723	11,50	P_{ne} -reg
LMF-12	B1	0,28742	11,50	* P_{ne} -reg
LMF-13	B1	0,28781	10,99	*
LMF-14	B2	0,28781	10,96	*
LMF-15	B2	0,28448	10,28	*
LMF-16	B6	0,28893	10,27	
LMF-17	B6	0,28445	10,98	
LMF-18	B7	0,28736	10,50	P_{ne} -reg, $\varepsilon = 6$
LMF-19	B8	0,28729	11,48	P_{ne} -reg
LMF-24	B9	0,28492	10,97	

*Fyringen er også omtalt i (1).

P_{ne} -reg betyr at trykket i dysens utløpskon ble registrert under fyringen. ($ne = \text{nær exit}$)

6.2 Bestemmelse av v_e fra fyringene

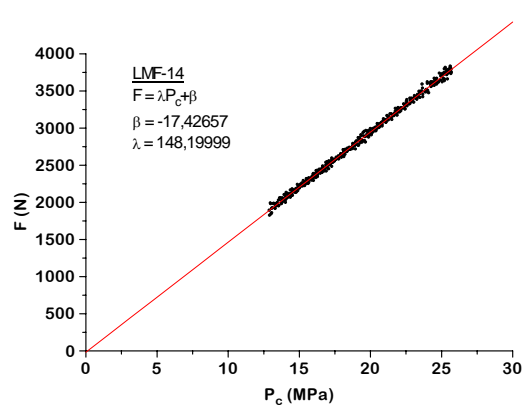
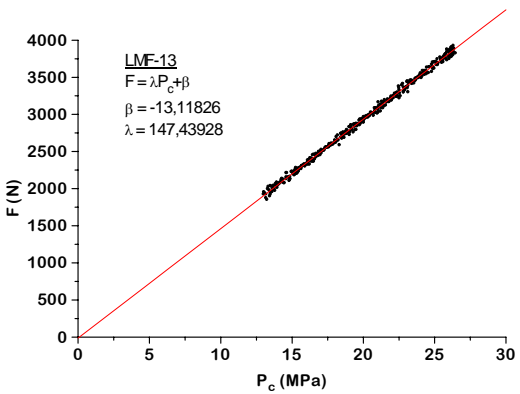
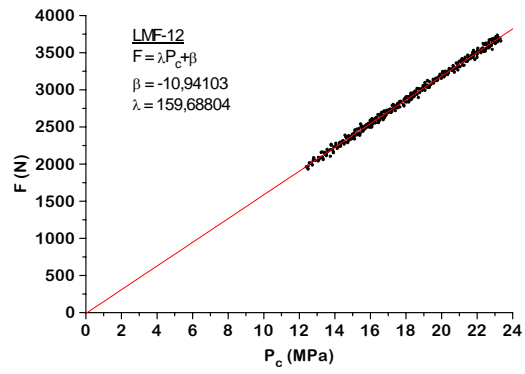
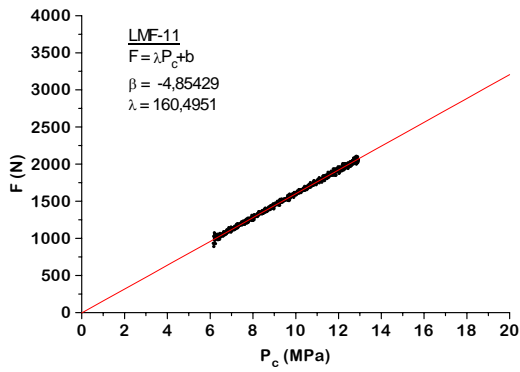
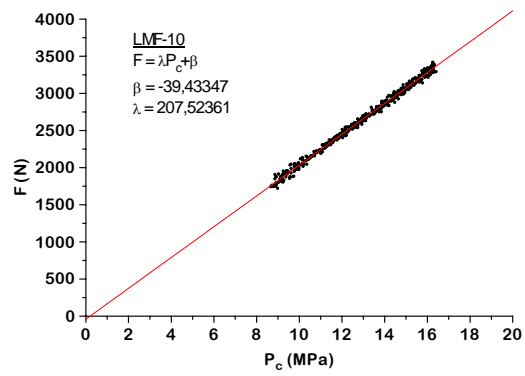
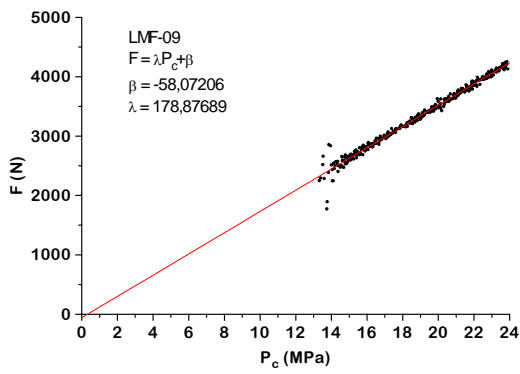
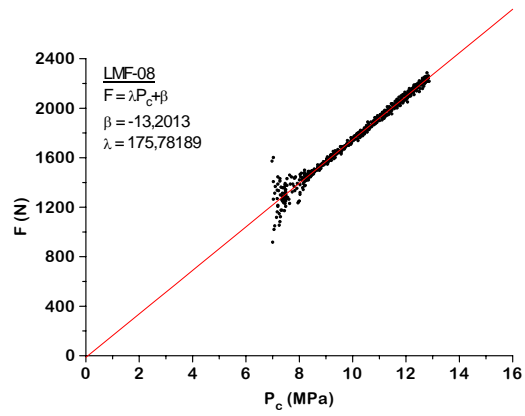
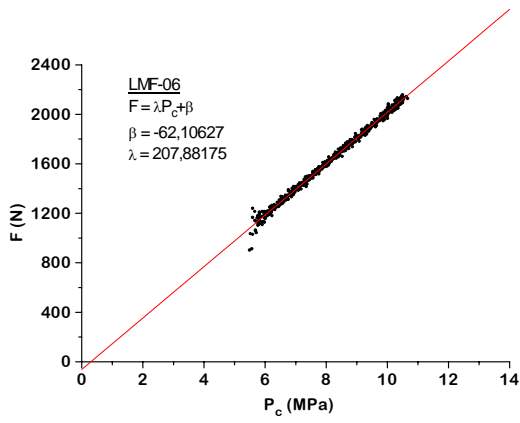
Fra fyringskurvene $P(t)$ og $F(t)$ beregnes de tradisjonelle ytelsesverdiene c^* , C_f og I_{sp} og resultatene er gjengitt i Tabell 6.2. Beregning av disse størrelsen ut fra fyringer er beskrevet i (1).

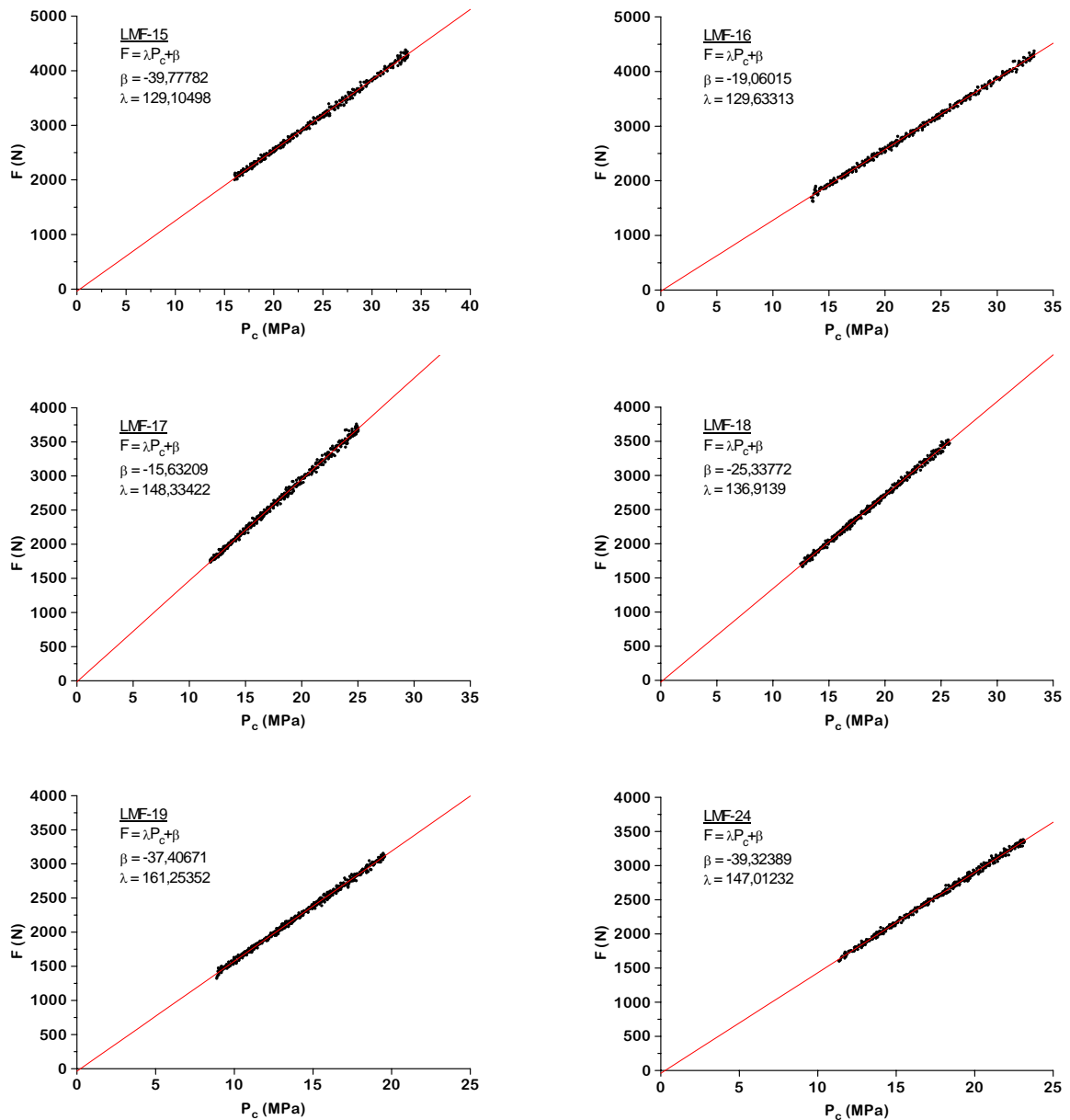
Tabell 6.2 Ytelsesverdiene c^* , C_f og I_{sp} beregnet fra fyringskurvene.

Fyring nr	Drivstoff	$P_{c,snitt}$ (MPa)	c^* (m/s)	C_f	I_{sp} (Ns/kg)	Omtalt i (1)
LMF-06	A1	9,6	1507,8	1,510	2275,1	Ja
LMF-08	A2	10,0	1514,7	1,540	2336,6	Ja
LMF-09	A3	16,9	1523,4	1,555	2372,6	Ja
LMF-10	B3	12,2	1542,8	1,538	2374,4	Nei
LMF-11	B4	9,2	1535,9	1,540	2359,6	Nei
LMF-12	B1	17,0	1564,9	1,531	2393,6	Ja
LMF-13	B1	19,0	1538,3	1,541	2384,3	Ja
LMF-14	B2	17,2	1540,6	1,561	2402,3	Ja
LMF-15	B2	22,6	1540,4	1,534	2366,5	Ja
LMF-16	B6	21,3	1539,5	1,554	2388,4	Nei
LMF-17	B6	17,1	1541,0	1,557	2395,2	Nei
LMF-18*	B7	17,2	1527,9	1,575	2420,0	Nei
LMF-19	B8	13,3	1543,3	1,542	2381,3	Nei
LMF-24	B9	16,2	1537,5	1,539	2366,6	Nei

* $\varepsilon=6.0$ for denne fyringen

Ved å plote sammenhørende verdier for kammertrykk og skyvkraft vil man i følge likning (3.7) få en rett linje. Linjens vinkelkoeffisient kan i følge likning (3.8) benyttes til å beregne v_e , men det forutsettes at c^* , ε , A_t og k er kjent. Av disse er både ε og A_t kjent på forhånd, c^* bestemmes fra $P_c(t)$ kurven, mens k må bestemmes ad omveier. I første omgang ble teoretiske verdier for k fra Tabell 4.3 benyttet. I Figur 6.1 er $F(P_c)$ kurver for samtlige fyringer plottet, og en rett linje har blitt tilpasset hver kurve for å bestemme vinkelkoeffisienten. Kun det stasjonære området av kurvene er tatt med.





Figur 6.1 $F(P_c)$ kurver for samtlige fyringer.

Av kurvene i Figur 6.1 ser man at en rett linje ble en god tilpassning for samtlige fyringer. Linjen beskrives med formelen (6.1).

$$F = \lambda P_c - \beta \quad (6.1)$$

Her er stigetallet λ (mm^2) og skjæringspunktet med skyvkraftaksen β (N) identiske med henholdsvis λ og $P_a A_e$ i likning (3.7). Når λ og β er bestemt, er utløpshastigheten v_e , gitt av likning (3.8). I Tabell 6.3 er v_e oppgitt for hver fyring sammen med andre verdier benyttet i beregningene. Teoretiske verdier for k stammer fra tabellene 4.1 og 4.2.

Tabell 6.3 Oversikt over størrelser beregnet fra fyringer og teoretisk k .

Fyring nr	Drivstoff	$P_{c,snitt}$ (MPa)	k teoretisk	λ (mm ²)	β (N)	v_e (m/s)
LMF-06	A1	9,6	0,03425	207,88	62,10	2103
LMF-08	A2	10,0	0,03421	175,78	13,20	2095
LMF-09	A3	16,9	0,03386	178,88	58,07	2152
LMF-10	B3	12,2	0,03125	207,52	39,43	2171
LMF-11	B4	9,2	0,03136	160,50	4,85	2132
LMF-12	B1	17,0	0,03113	159,69	10,94	2162
LMF-13	B1	19,0	0,03109	147,44	13,12	2154
LMF-14	B2	17,2	0,03113	148,20	17,43	2180
LMF-15	B2	22,6	0,03104	129,10	39,78	2157
LMF-16	B6	21,3	0,03105	129,63	19,06	2170
LMF-17	B6	17,1	0,03113	148,33	15,63	2174
LMF-18*	B7	17,2	0,02411	136,91	25,34	2197
LMF-19	B8	13,3	0,03122	161,25	37,41	2162
LMF-24	B9	16,2	0,03115	147,01	39,32	2152

* $\varepsilon=6.0$ for denne fyringen

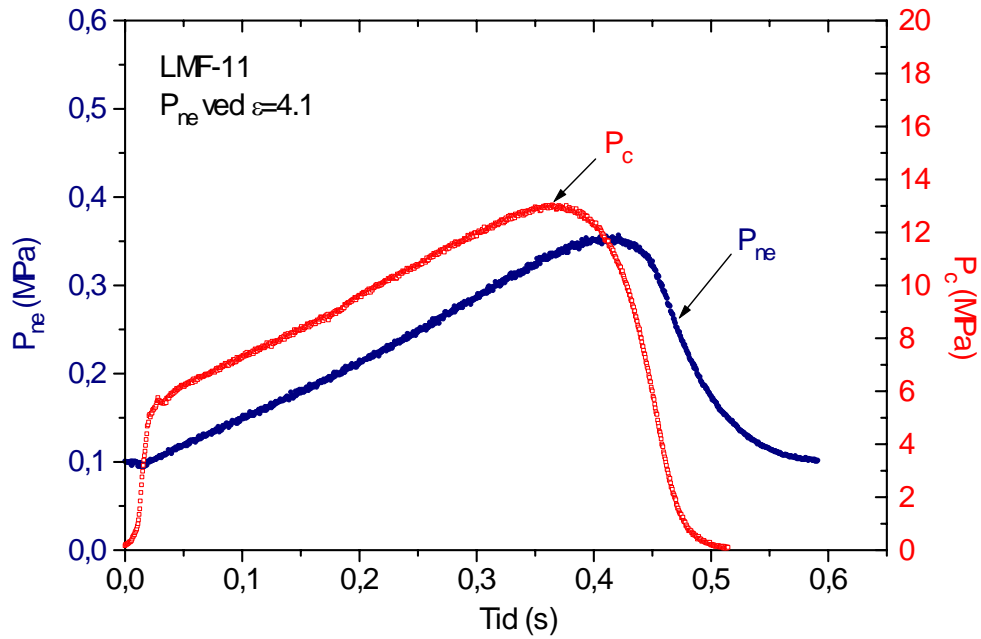
6.3 Fyringer med trykkregistrering i dysens utløpskon

I fire fyringer ble trykket i dysens utløpskon registrert. Oversikt over disse fyringene er gitt i Tabell 6.4.

Tabell 6.4 Oversikt over fyringer med trykkregistrering i utløpskon.

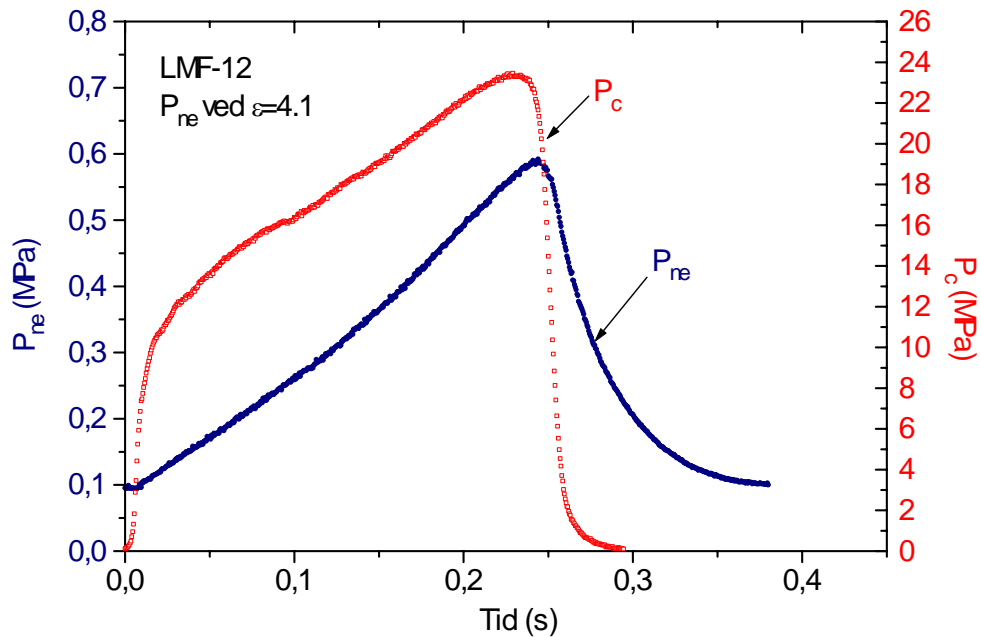
Fyring nr	Drivstoff	Dysehalsdiameter (mm)	Ekspansjonsforhold	
			Ved trykkuttak	Ved utløp
LMF-11	B4	11,50	4,1	5,0
LMF-12	B1	11,50	4,1	5,0
LMF-18	B7	10,50	4,9	6,0
LMF-19	B8	11,48	4,1	5,0

Trykkkurvene fra kammeret $P_c(t)$ og dysen $P_{ne}(t)$ ble plottet sammen og er vist i Figur 6.2, 6.3, 6.4 og 6.5.



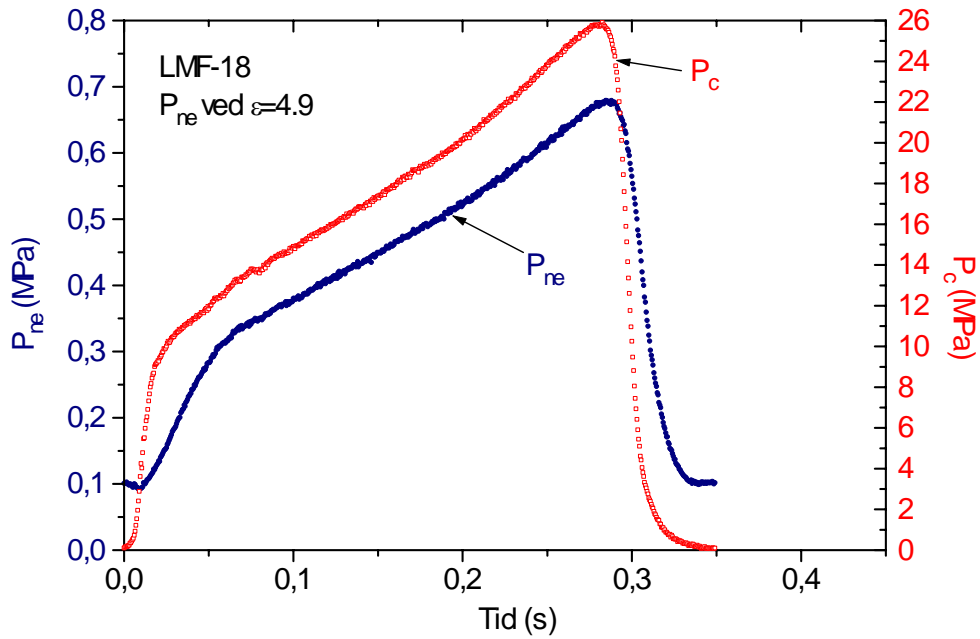
Figur 6.2 Kammertrykk P_c og målt trykk i dyse P_{ne} for fyring LMF-11.

Man burde forvente å se tilnærmet lik profil ved å plote $P_c(t)$ og $P_{ne}(t)$ sammen. Den raske stigningen i $P_c(t)$ under tenningsforløpet gjenspeiles ikke i $P_{ne}(t)$, Figur 6.2. Trykkforløpet i dysen er forsinket i forhold til trykkforløpet i kammeret.



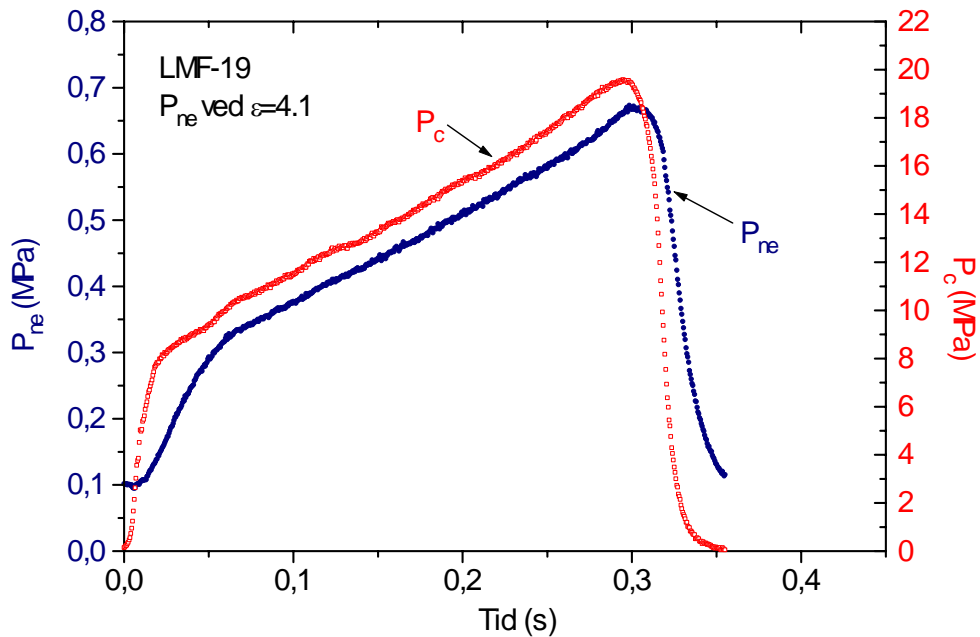
Figur 6.3 Kammertrykk P_c og målt trykk i dyse P_{ne} for fyring LMF-12.

Begge kurvene til fyring LMF-12 (Figur 6.3) ligger høyere i trykk og har et kortere forløp enn for LMF-11. Dette skyldtes at drivstoffet i LMF-12 hadde høyere brennhastighet. Avvikene mellom de to kurvene er av samme type som for fyring LMF-11.



Figur 6.4 Kammertrykk P_c og målt trykk i dyse P_{ne} for fyring LMF-18.

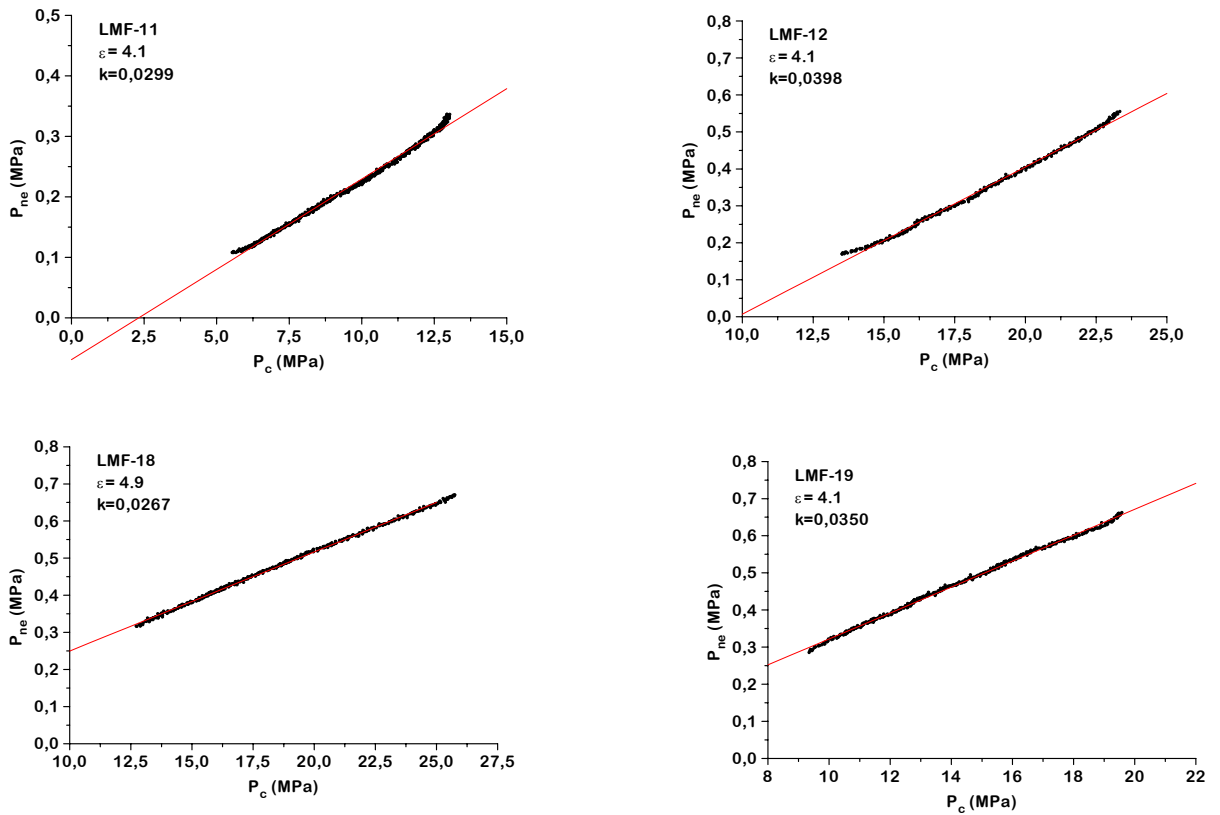
Figur 6.4 viser trykkforløpene til fyring LMF-18. For første gang ser man tilnærmet samme profil under hele forløpet, men det er fremdeles størst avvik i tenningsforløpet. Forsinkelsen er nesten borte. I fyring LMF-18 var dysehalsen mindre og ekspansjonsforholdet større i forhold til de to foregående målingene.



Figur 6.5 Kammertrykk P_c og målt trykk i dyse P_{ne} for fyring LMF-19.

Figur 6.5 viser trykkforløpene til fyring LMF-19. På samme måte som for fyring LMF-18 følger kurvene hverandre godt. Profilavviket mellom dem er størst i tenningsforløpet.

Dersom man plottet P_{ne} mot P_c skal man i følge likning (3.5) få en tilnærmet rett linje. Dette bekreftes av Figur 6.6 hvor det sees at en rett linje var en god tilnærming i samtlige tilfeller.



Figur 6.6 Målt trykk i dyse P_{ne} plottet mot kammertrykk P_c .

Stigetallet målt fra kurvene i Figur 6.6, og som tilsvarende k i likning (3.5), betegnes i Tabell 6.5 som $k_{m\ddot{a}lt}$.

Tabell 6.5 Stigetallet $k_{m\ddot{a}lt}$ beregnet fra kurvene i Figur 6.6.

Fyring nr	ε Ved trykkuttak	$P_{c,snitt}$ (MPa)	$k_{m\ddot{a}lt}$
LMF-11	4,1	9,2	0,0299
LMF-12	4,1	17,0	0,0398
LMF-18	4,9	17,2	0,0267
LMF-19	4,1	13,3	0,0350

7 VURDERING AV VERDIER BESTEMT FRA MÅLINGENE

7.1 Ytelsesverdiene c^* og I_{sp}

Hensikten med denne rapporten var i første rekke å bestemme v_e og k . Allikevel er det nyttig å se på de tradisjonelle ytelsesverdiene c^* og I_{sp} for å få et sammenlikningsgrunnlag når v_e skal

vurderes. Tabell 7.1 viser målte verdier i forhold til teoretiske gitt for enkeltfyringer som ikke er omtalt i FFI/RAPPORT-2003/01239 (1). I beregningene av snittverdiene er også firingene fra (1) tatt med. I siste kolonne er det tatt hensyn til tap pga konisk dyse ved å multiplisere $I_{sp,teoretisk}$ med λ_{kon} gitt i likning (7.1).

$$\lambda_{kon} = 0,5(\cos \alpha), \quad (7.1)$$

hvor α er dysens halveringsvinkel.

Tabell 7.1 Sammenlikning av målte og teoretiske verdier for c^* og I_{sp} . Antall fyringer i beregningene er gitt i parentes.

Fyring nr	Drivstoff	$P_{c,snitt}$ (MPa)	$c^*_{,målt}/c^*_{,teoretisk}$	$I_{sp,målt}/\lambda_{kon}I_{sp,teoretisk}$
LMF-10	B3	12,2	0,989	0,968
LMF-11	B4	9,2	0,986	0,970
LMF-16	B6	21,3	0,982	0,959
LMF-17	B6	17,1	0,984	0,965
LMF-18*	B7	17,2	0,976	0,964
LMF-19	B8	13,3	0,986	0,965
LMF-24	B9	16,2	0,983	0,958
Snitt fra firingene over:			0,984	0,964
Snitt inkludert fyringer omtalt i (1), B-drivstoff:			0,984 (10)	0,964 (11)
Snitt fra fyringer omtalt i (1), A-drivstoff:			0,993 (5)	0,957 (5)

* $\varepsilon=6.0$ for firing LMF-18

Man ser et visst tap i forhold til teoretiske verdier. Tapet er størst for I_{sp} . Det kan kort forklares med at I_{sp} er følsom for varmetap både i motorkammeret og hele dysen, mens c^* kun påvirkes av varmetapet i kammeret og frem til dysehalsen. En grundigere diskusjon av disse størrelsene er gitt i (1).

7.2 Utløpshastighet, v_e

I Tabell 7.2 er målt utløpshastighet, $v_{e,målt}$, sammenliknet med teoretisk verdi, $\lambda_{kon}v_{e,teoretisk}$. Sistnevnte er beregnet ved firingens snittrykk. Gjennomsnitt og standardavvik for hver drivstofftype er tatt med.

Av Tabell 7.2 ser man at standardavviket for v_e er lavt, spesielt for B-drivstoffene som det forøvrig også er foretatt flest fyringer med. For $v_{e,målt}/\lambda_{kon}v_{e,teoretisk}$ får man verdier på 0,948 og 0,947 for henholdsvis A- og B-drivstoffene ved $\varepsilon = 5$. Spredningen i verdiene er lav. Man kan tydelig skille mellom målt v_e for hver av de to drivstofftypene samtidig med at forholdet mellom målt og teoretisk verdi er tilnærmet konstant. Dette gjenspeiler seg godt i målingene hvor v_e i snitt ligger 2.1% høyere for B-drivstoffene. Ved å øke ekspansjonsforholdet vil også v_e øke, noe man ser ved å sammenlikne gjennomsnittsverdien for B-drivstoffene ved $\varepsilon = 5$ med LMF-18 hvor $\varepsilon = 6$. Teoretisk skal v_e øke med 2.6%, mens den målte økningen var 1.6%. Det blir relativt stor usikkerhet i denne sammenlikningen siden vi kun har en firing ved $\varepsilon = 6$.

Tabell 7.2 Målt utløpshastighet sammenliknet med teoretisk verdi for samtlige fyringer.

Fyring nr	Drivstoff	v_e , målt (m/s)	$v_{e,målt} / \lambda_{kon} v_{e,teoretisk}$
LMF-06	A1	2103	0,943
LMF-08	A2	2095	0,939
LMF-09	A3	2152	0,961
Snitt, A drivstoff		2116,7	0,948
<i>Standardavvik, A drivstoff</i>		25,2	-
LMF-10	B3	2171	0,953
LMF-11	B4	2132	0,937
LMF-12	B1	2162	0,948
LMF-13	B1	2154	0,945
LMF-14	B2	2180	0,956
LMF-15	B2	2157	0,945
LMF-16	B6	2170	0,949
LMF-17	B6	2174	0,951
LMF-19	B8	2162	0,946
LMF-24	B9	2152	0,943
Snitt, B drivstoff		2161,4	0,947
<i>Standardavvik, B drivstoff</i>		13,0	-
LMF-18*	B7	2197	0,938

* $\varepsilon=6.0$ for fyring LMF-18

Forholdet mellom målte og teoretiske verdier forandres lite, selv med to forskjellige drivstofftyper, eller ved å øke ekspansjonsforholdet fra 5 til 6. Tap i målt v_e kan forklares, som for I_{sp} , ved varmetap til gods både i motoren og i dysen. I sammenlikningen mellom målte og teoretiske verdier ligger v_e ca 1%-poeng lavere enn tilsvarende sammenlikning av I_{sp} gitt i Tabell 7.1.

7.3 Trykkforholdet, $k = P_e/P_c$

I Tabell 7.3 er $k_{målt}/k_{teoretisk}$ listet sammen med teoretiske og målte verdier for k ved ekspansjonsforholdet ved trykkuttaket. Teoretisk verdi for k beregnes ut fra likning (3.11) ved å benytte konstantene gitt i Tabell 4.3 og aktuelt ekspansjonsforhold.

Tabell 7.3 Sammenlikning av målte og beregnede k verdier. Målt forsinkelse gjelder fra toppunktene mellom trykkurvene i Figur 6.2, 6.3, 6.4 og 6.5.

Fyring nr	ε Ved trykkuttak	P_c (MPa) Snitt	Beregnet t_r Ved utbrenning (ms)	Målt maksimal forsinkelse (ms)	$k_{\text{teoretisk}}$	$k_{\text{målt}}$	$k_{\text{målt}}/k_{\text{teoretisk}}$
LMF-11	4,1	9,2	4	48	0,0429	0,0299	0,70
LMF-12	4,1	17,0	4	14	0,0426	0,0398	0,93
LMF-18	4,9	17,2	5	6	0,0329	0,0267	0,81
LMF-19	4,1	13,3	4	5	0,0427	0,0350	0,82

I Figur 6.6 hvor P_e er plottet som funksjon av P_c ser man en tydelig lineær sammenheng mellom disse målte størrelsene, altså følger målingene likning (3.5) godt. Dersom man betrakter verdiene av k gitt i Tabell 7.3, ser man at det er relativt store avvik i forholdene mellom målte og teoretiske verdier.

I fyring LMF-11, Figur 6.2 ser man tydelig forsinkelser mellom kurvene. I ettertid fant man ut at trykkuttaket i dysen ikke hadde ligget på linje med videreføringen av kanalen gjennom motorens endestykke. Under fyring LMF-12 var dette blitt rettet og forsinkelsen ble betraktelig redusert, Figur 6.3. Problemet ble utbedret med å lage en større kanal som gikk hele veien rundt endestykket og som gjorde plasseringen i forhold til trykkuttaket i dysen langt mindre følsom. I fyringene LMF-18 og 19, se Figur 6.4 og Figur 6.5, som ble foretatt etter utbedringen, har forsinkelsen blitt langt mindre tydelig. Noe forsinkelse vil det alltid være siden gassen vil ha en viss retensjonstid, t_r , i motoren. Anslått maksimal retensjonstid i følge likning (3.14) er vist i Tabell 7.3. Verdiene $T_c = 3000\text{K}$ og $M_c = 25\text{ g/mol}$ ble benyttet for å beregne t_r . Forsinkelsen gitt i Tabell 7.3 er beregnet ved differanse av topstrykkene oppnådd på slutten av fyringene. Ved fyringene LMF-18 og LMF-19 var det godt samsvar mellom forsinkelse og retensjonstid.

Selv om avviket mellom $k_{\text{målt}}$ og $k_{\text{teoretisk}}$ er stort, Tabell 7.3, vil dette allikevel bidra til kun et beskjedent avvik ved beregning av gasshastigheten v_{ne} på samme sted i dysen. Gasshastigheten, v_{ne} , er beregnet ved å benytte likning (3.8) og k -verdiene fra Tabell 7.3. Resultatene er listet i Tabell 7.4. Siden $k_{\text{målt}}$ er for liten blir korresponderende $v_{ne, \text{målt}}$ for høy, men avviket i prosent er betydelig mindre for $v_{ne, \text{målt}}/v_{ne, \text{teoretisk}}$ enn for $k_{\text{målt}}/k_{\text{teoretisk}}$.

Tabell 7.4 Beregnet gasshastighet, v_{ne} , ved trykkuttakene i dysekonen, teoretiske og målte verdier for k er benyttet for å beregne v_{ne} .

Fyring nr	$k_{\text{teoretisk}}$	v_{ne} (m/s) Med $k_{\text{teoretisk}}$	$k_{\text{målt}}$	v_{ne} (m/s) Med $k_{\text{målt}}$	$v_{ne, \text{målt}}/v_{ne, \text{teoretisk}}$
LMF-11	0,0429	2103,1	0,0299	2185,0	1,039
LMF-12	0,0426	2132,6	0,0398	2150,5	1,008
LMF-18	0,0329	2171,8	0,0267	2218,2	1,021
LMF-19	0,0427	2132,8	0,0350	2181,5	1,023

7.4 Sammenlikning av målte verdier og teoretiske beregninger - kommentarer

Samtlige teoretiske beregninger er utført med programkoden NASA SP-273 (3) ved likevektsbetingelser. Når likevektsbetingelser benyttes forutsettes at samtlige reaksjoner i gassfasen skjer momentant, men i praksis vil det ta noe tid. Forutsatt at ingrediensenes termodynamiske inndata er riktige, vil en beregning basert på full og momentan likevekt alltid overprediktere i forhold til målte verdier.

Beregningene av størrelsene gjennom dysen baseres på en én-dimensjonal modell, dvs at alle størrelser får samme verdi i et gitt tverrsnittareal gjennom dysen. Dette er en forenkling og kan bidra til å skape større avvik mellom målte og teoretiske verdier enn en mer avansert beregningsmodell ville ha gjort. Dette gjelder spesielt ved måling av trykk i dysens utløpskon.

8 KONKLUSJON

Gjennom simuleringer er det vist hvordan man kan utrykke trykkforholdet $P_c/P_e = k$ og v_e som funksjon av dysens ekspansjonsforhold ϵ . Likningene for $k(\epsilon)$ og $v_e(\epsilon)$ kan benyttes til blant annet å beregne I_{sp} ved standardbetingelser fra målinger når disse er foretatt ved andre betingelser.

Utløpshastigheten v_e ble bestemt fra fyringer ved å benytte teoretisk k . Det var liten spredning i resultatene og man kunne tydelig skille mellom verdiene for de to drivstofftypene som ble testet. Avviket mellom teoretisk og målte verdier for v_e ble funnet å være noe større enn tilsvarende avvik for I_{sp} .

Fyringer viste at det var mulig å måle statisk trykk i dysens utløpskon nær dysens utløpsplan, men verdiene ble lave sammenliknet med en én - dimensjonal beregningsmodell. Dette vil allikevel ha liten påvirkning på eventuell bestemmelse av utløpshastighet basert på målte trykkforhold.

I forbindelse med disse målingene ble det utviklet en ny dyse av stål og molybden som har langt bedre egenskaper når det gjelder bestandighet mot sprekkdannelse enn tidligere benyttede molybdendysen.

Litteratur

- (1) Johannessen T C, Omholt L, Skarbøvik K (2003): Utvikling og testing av småskala rakettmotorer for ytelsesmålinger, FFI/RAPPORT-2003/01239
- (2) Sarner S F (1966): Propellant Chemistry, Reinhold, New York.
- (3) Gordon S, McBride B J (1971): NASA SP-273, Computer program for calculation of complex chemical equilibrium compositions, rocket performance, incident and reflected shocks and Chapman-Jouguet detonations.