

가스제트 분무 모델을 이용한 다양한 분사 패턴의 디젤 분무에 대한 CFD 및 0-D 시뮬레이션 비교 연구

이 충 훈^{*}

A Comparative Study Between CFD and 0-D Simulation of Diesel Sprays with Several Fuel Injection Patterns Using Gas Jet Spray Model

Choong Hoon Lee

Key Words: Spray tip penetration(분무선단거리), Gas jet model(가스제트모델), KIVA, Pilot injection(파일럿 분사), Split injection(스플릿 분사)

Abstract

The CFD simulation of diesel spray tip penetrations were compared with 0-D simulation for experimental data obtained with common rail injection system. The simulated four injection patterns include single, pilot and split injections. The CFD simulation of the spray penetration over these injection patterns was performed using the KIVA-3V code, which was implemented with both the standard KIVA spray and original gas jet sub-models. 0-D simulation of the spray tip penetration with time-varying injection profiles was formulated based on the effective injection velocity concept as an extension of steady gas jet theory. Both the CFD simulation of the spray tip penetration with the standard KIVA spray model and 0-D simulation matched better with the experimental data than the results of the gas jet model for the entire fuel injection patterns.

1. 서 론

전산유체 해석에 의한 정확한 엔진 성능예측을 위해서 직분식 디젤엔진의 연소실 내에서 고압 분사된 연료 제트의 공간 분포를 측정하고, 이해하는 것이 매우 중요하다. 인젝터로부터 분사된 연료 제트의 시간 변화에 따른 분무 선단 거리는 분무 제트와 연소실 벽면 간의 상대적인 위치 정보를 제공한다. 또한, 분무 선단 거리는 분무의 입경 분포 분무각 그리고 분무 제트의 혼합층 등에 영향을 미치며 결과적으로 공기 연료 혼합기의 연소율에 영향을 미치게 된다.

인젝터로부터 분사되는 연료 제트의 분무 선단 거리와 관련된 연구는 오랜 기간 동안 많은 연구자들에 의해 이루어졌다. Schweitzer⁽¹⁾, Wakuri 등⁽²⁾, Dent⁽³⁾, Hay와 Jones⁽⁴⁾는 분무 선단 거리가 분사 후 시간의 루트(root) 값에 비례한다는 것을 확인하였다. Reitz와 Bracco⁽⁵⁾는 Taylor⁽⁶⁾의 이론에 기초하여 분무 선단 거리 관계식을 구하였고, Rife와 Heywood⁽⁷⁾는 가시화 방법을 사용하여 연료 증발 특성 및 공기유입이 분무 특성에 미치는 영향을 연구하였다. Kamimoto 등⁽⁸⁾은 증발하고 있는 분무에 대해 레이저 고속 솔리렌 사진을 통해 분무 선단 거리 특성을 파악하였다. Cavaliere등⁽⁹⁾, Gregory등⁽¹⁰⁾, Kosaka등⁽¹¹⁾은 2-차원 레이저 산란 신호를 화상 처리하는 방법으로 분무 구조를 연구하였다.

분무 선단 거리 특성 관련 또 다른 연구로는 Hiroyasu와 Arai⁽¹²⁾는 주위기체 밀도가 30 kg/m³, 연료분사압 40 MPa 조건에서, Varde와 Popa⁽¹³⁾가 40 kg/m³, 150 MPa

(2012년 4월 2일 접수 ~ 2012년 6월 10일 심사완료, 2012년 6월 13일 게재확정)

^{*}책임저자, 회원, 서울과학기술대학교 기계·자동차공학과
E-mail : chlee5@seoultech.ac.kr
TEL : (02)970-6393 FAX : (02)979-7032

조건에서 각각 연구하였다. Naber와 Siebers⁽¹⁴⁾는 3.6 kg/m³에서 210 kg/m³에 이르는 광범위한 주위 기체 밀도 조건에서 분무 선단 거리 특성을 실험적으로 측정하였고 Svrcek 등⁽¹⁵⁾은 엔진 압축비 변화에 따른 분무 선단 거리를 측정하였다. Desantes 등⁽¹⁶⁾은 최근 디젤 엔진에서 사용되고 있는 커먼레일 분사시스템을 사용하여 주위 공기 밀도 12 kg/m³~69 kg/m³의 범위에서 분무 선단 거리 특성을 연구하였다. Lee 등⁽¹⁷⁾은 Naber와 Siebers⁽¹⁴⁾, Desantes 등⁽¹⁶⁾의 실험 결과에 대해 Abani와 Reitz⁽¹⁸⁾의 유효 분사 속도 개념에 기초한 0-D 시뮬레이션을 하였다. 또한 다양한 속도 분포에 기초한 가스 제트 분무 모델(gas jet spray model)을 사용하여 CFD 시뮬레이션을 하였다.

한편, 커먼레일 시스템으로부터 단발(single), 파일롯(pilot), 스플릿(split) 등과 같이 다양한 분사 패턴의 분무를 대상으로 하여 가스 제트 분무 모델과 기존의 KIVA-3V에 탑재된 전통적인 스프레이 모델을 적용하였을 때의 분무 선단 거리에 대한 CFD 시뮬레이션 비교 연구는 충분하지 못하다. 본 연구에서는 Abani와 Reitz⁽¹⁸⁾ 방법으로 분무 선단 거리의 0-D 시뮬레이션을 하였고 KIVA-3V⁽¹⁹⁾ CFD 코드의 전통 분무 모델과 가스제트 분무 모델을 적용한 모델로 각각 시뮬레이션한 결과를 비교 평가하였다.

2. 0-D 시뮬레이션

Abani와 Reitz⁽¹⁸⁾는 비정상 가스 제트 이론(unsteady gas jet theory)을 기반으로 디젤 분무와 가스 제트 간에 유사성(similarity)이 있다고 보고 분무 선단 거리와 분무 선단부의 속도를 예측하였다. 제트 이론에 따르면 제트 또는 분무의 선단 위치 x 와 관련된 미분 방정식은 식 (1)과 같이 나타낼 수 있다.

$$\frac{dx}{dt} = \frac{3}{K} \frac{U_{inj,eff}(x,t)d_{eq}}{x} \quad \text{for } x > x_0 \quad (1)$$

여기서 x 는 제트 선단의 위치, K 는 엔트레인먼트 계수 $U_{inj,eff}$ 는 '유효분사 속도'(effective injection velocity), d_{eq} 는 등가 직경으로 노즐 직경 d_{noz} 와 액체-기체 밀도비의 관계식 (2)로 나타낼 수 있다.

$$d_{eq} = d_{noz} \sqrt{\frac{\rho_l}{\rho_g}} \quad (2)$$

식 (1)의 x_0 는 제트의 속도가 감소를 시작하는 축방향 하방 위치를 의미하며 식 (3)으로 계산된다.

$$x_0 = \frac{3d_{eq}}{K} \quad (3)$$

제트가 x 에 도달하는데 있어서 시간 변화에 따른 노즐 출구에서의 제트 속도 변화가 기여하는 정도(R)를 분사 시작 시간 t_0 로부터 t 까지 적분하여 결정된 것이 $U_{inj,eff}(x,t)$ 이며 식 (4)와 같이 구할 수 있다.

$$U_{inj,eff}(x,t) = U_{inj}(t_0) + \int_{t_0}^t R(x,t-\tau) \left(\frac{dU_{inj}(\tau)}{d\tau} \right) d\tau \quad (4)$$

기여하는 정도 R 은 Crow⁽²⁰⁾연구 결과를 적용하여 계산하였으며 식 (5)로 계산할 수 있다.

$$R(x,t-\tau) = 1 - \exp\left(-\frac{t-\tau}{\tau_v(x,\tau)}\right) \quad (5)$$

여기서, τ_v 는 반응 시간 스케일(response time scale)로 Stokes 수와 국부유동시간 스케일(local flow time scale)의 관계식으로 나타낼 수 있는데 식 (6)과 같다.

$$\tau_v(x,\tau) = St \cdot \tau_f(x,\tau) = St \cdot \frac{x}{U_{inj}(\tau)} \quad (6)$$

미분 방정식 (1)을 풀면 분사 시작 후 시간 변화에 따른 분무 선단 거리 x 를 계산할 수 있다. Abani와 Reitz⁽¹⁸⁾는 4th order Runge-Kutta 방법으로 x 를 계산하였으며 본 연구에서도 동일한 방법을 사용하였다.

3. CFD 시뮬레이션

CFD 시뮬레이션에는 엔진 내에서의 분무와 연소과정을 계산하는데 일반적으로 많이 사용되고 있는 KIVA-3V code를 사용하였다. 난류는 RANS(Reynolds averaged Navier-Stokes) 방식과 표준 k-ε 모델을 사용하여 모사되었다. 분무 제트는 라그랑지안 파셀(Lagrangian parcel)로 연소실로 분사되어 미립화 및 증발되어 오일러(Eulerian) 방식으로 모사되는 주변 기체와 혼합된다. KIVA와 같이 내연 기관 내의 분무 거동을 시뮬레이션 하는 대부분의 CFD code는 LDEF(Lagrangian Droplet Eulerian Fluid) 방식을 사용하고 있다. LDEF의 문제는 CFD 계산시 격자의 해상도의 한계로 인해 분무 제트 주변의 기체 유동장의 속도를 정확하게 계산하기 어렵다는 것이다. 이로 인해 액적과 주변 유동장의 상대 속도를 정확하게 계산하는데 어려움이 있고 결과적으로 액적에 작용하는 항력을 정확하게 예측하기 어렵다. 본 연구에서는 분무의 0-D 시뮬레이션을 기초해서 액적과 주변 유동장 간의 상대 속도를 정확하게 계산하고 액적에 미치는 항력을 정확하게 하는 방식 즉 가스 제트 모

델을 도입하여 CFD 시뮬레이션을 하였다. 이와 관련하여 Wang 등⁽²¹⁾은 Abani와 Reitz⁽¹⁸⁾의 가스 제트 이론을 적용하여 비증발 분무 및 증발 분무 조건 모두에서 향상된 시뮬레이션 결과를 얻었다.

식 (1)을 풀어서 얻은 x 값은 분무 선단 거리에 해당된다. CFD 시뮬레이션에서는 분무 내의 모든 위치에서의 속도 분포가 필요하다. 분무의 축 방향 위치 y 에서의 유효 분사 속도는 식 (7)과 같이 나타낼 수 있다. $U_{inj,eff}(y, t)$ 에 대응하는 분무 제트 축 방향 위치 y 에서의 국부 가스 제트 속도는 식 (8)로부터 계산할 수 있다.

$$U_{inj,eff}(y, t) = U_{inj}(t_0) + \int_{t_0}^t R(y, t - \tau) \left(\frac{dU_{inj}(\tau)}{d\tau} \right) d\tau \quad (7)$$

$$U_{jet,ax}(y, t) = \frac{3}{K} \frac{U_{inj,eff}(y, t) d_{eq}}{y} \quad (y \geq x_0) \quad (8)$$

분무 제트 축 방향 위치 y 에서의 r -방향 가스 제트 속도 분포는, 축대칭 분포를 가정하면, 식 (9)를 사용하여 계산할 수 있다⁽¹⁸⁾.

$$U_{jet}(y, r, t) = \frac{3}{K y} \frac{U_{inj,eff}(y, t) d_{eq}}{\left(1 + \frac{12r^2}{K^2 y^2} \right)^2} \quad (y \geq x_0) \quad (9)$$

식 (9)의 속도 분포를 사용하여 액적에 작용하는 항력 모델 관계식 (10)에 적용하여 수정된 항력을 계산할 수 있다.

$$\frac{d\vec{u}_d}{dt} = \frac{3}{8} C_D \frac{\rho_l}{\rho_d d} \left[\vec{V}_{jet} + \vec{V}_{turb} - \vec{u}_d \right] \left(\left| \vec{V}_{jet} + \vec{V}_{turb} - \vec{u}_d \right| \right) + \vec{g} \quad (10)$$

여기서, \vec{u}_d 는 액적 속도 벡터, C_D 는 항력계수, ρ_d 는 국부 기체 밀도, \vec{V}_{turb} 국부 기체 유동의 난류 교란 속도 벡터, 그리고 \vec{g} 는 중력가속도이다. \vec{V}_{jet} 는 축 방향 성분을 식 (9)에 의해 수정된 기체 속도이다.

액적에 미치는 항력의 영향이 분무 선단 거리에 미치는 효과에 집중하기 위해, 다른 서브 모델들은 오리지널 KIVA-3V의 것을 그대로 사용하였다. 이 경우 비 증발

조건에서 CFD 시뮬레이션을 수행함으로써 질량-에너지 전달 및 상변화 영향을 배제할 수 있다. 액적 분열 KH-RT 모델을 사용하였으며 itape5입력 파라미터들은 각각 시뮬레이션 조건에 대해 동일한 값을 사용하였다. CFD 시뮬레이션에 사용한 격자는 360 실린더에 1 mm사이즈를 사용했으며 타임 스텝은 1 μ s로 하였다.

4. 결과 및 검토

CFD 및 0-D 시뮬레이션 결과와 비교할 실험 데이터로 Tennison등⁽²²⁾의 결과를 사용하였다. Tennison등⁽²²⁾은 커먼레일 인젝터를 정적 분무실에 장착하였고 분무실의 기체 밀도는 일반적인 HSDI 엔진의 연료 분사 시작시의 밀도 값인 17.97 kg/m³로 고정하였다. 분사압은 900 bar와 1200 bar으로 하였다. 인젝터 노즐 분공경은 0.16 mm, 분공수는 6개이다. 인젝터 솔레노이드를 구동하는 패턴은 ‘첫번째분사/드웰기간/주분사’의 3단계로 구성되어 있으며 단발 분사는 2종류, 파이롯 분사는 1종류, 스플릿 분사는 1종류의 패턴으로 인젝터를 구동하였고 Table 1⁽²²⁾에 요약하였다. 각각의 분사 패턴으로 인젝터를 구동하였을 때의 1회 분사량과 연료 분사 기간도 함께 나타내었다. 분사율 측정에는 Bosch⁽²³⁾ 방법을 사용하였다. Fig. 1a와 Fig. 1b는 900 bar 및 1200 bar 압력 조건에서 각각 Table 1의 패턴 4종류의 분사 패턴으로 인젝터를 구동하였을 때 시간 변화에 따른 분사율 측정 결과를 나타낸 것이다. 4가지 분사 패턴에 모두 연료 제트 노즐 출구 속도는 일정한 기율기로 증가하는 경향을 보이고 있다. 연료 공급 차단 후 연료 제트의 노즐 출구 속도는 4가지 분사 패턴 모두 유사한 기율기로 감소하였고 증가기율기 보다 감소 기율기가 좀 더 급격함을 알 수 있다.

Table 1 Total injected mass and injection duration for the cases studied for the two different rail pressures⁽²²⁾

| | 900 bar | 1200 bar |
|--|------------------|------------------|
| Single injection 1 0/0/1000 μ s | 38.18 mg/1.62 ms | 44.54 mg/1.75 ms |
| Single injection 2 0/0/1500 μ s | 52.82 mg/2.10 ms | 61.99 mg/2.17 ms |
| Pilot injection 250/250/750 μ s | 32.41 mg/1.91 ms | 36.70 mg/2.03 ms |
| Split injection 500/500/500 μ s | 30.94 mg/1.87 ms | 46.76 mg/2.11 ms |

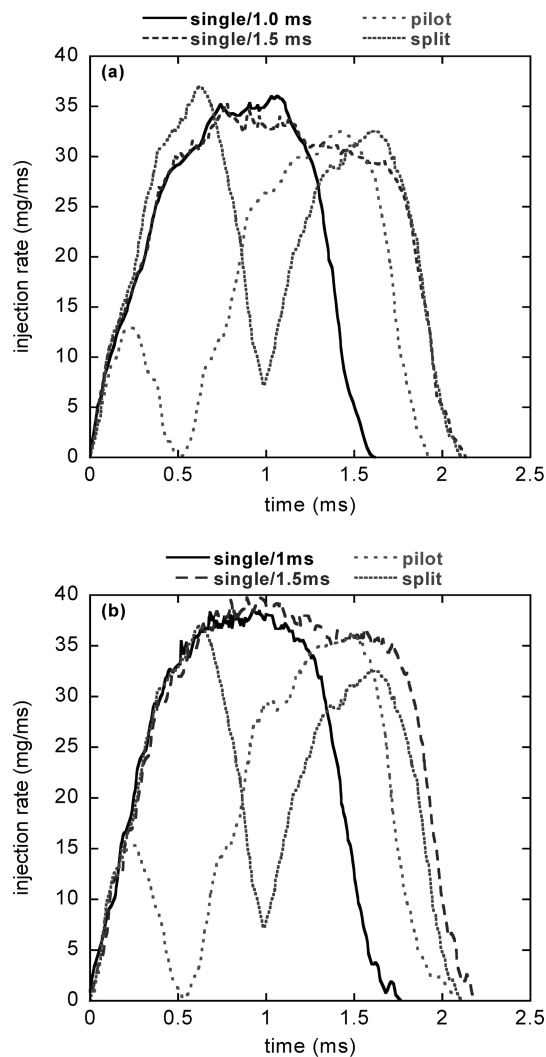


Fig. 1 Rate of injection profiles used in the computation from measured mass flow rate for the four cases at rail pressure of (a) 900 bar and (b) 1200 bar⁽²²⁾

Fig. 2a와 Fig. 2b는 커먼레일 압력이 900 bar 유지한 조건에서 단발 분사 구동 시간을 각각 1.0 ms, 1.5 ms로 하였을 때 분사 후 시간 변화에 따른 노즐 출구에서의 평균 속도와 0-D 시뮬레이션으로 구한 유효 분사 속도를 나타낸 것이다. 노즐 출구에서의 속도 분포는 Fig. 1에 나타난 연료 분사율을 노즐 출구 면적으로 나누어서 구한 것이다. 노즐 출구에서의 연료 제트의 속도가 0에서부터 증가하여 350 m/s정도에 도달 한 후 일정 기간 동안 속도를 유지한 후 급격히 감소하는 경향을 보이고 있다. 연료 제트의 유효 속도는 0에서부터 증가하는 구

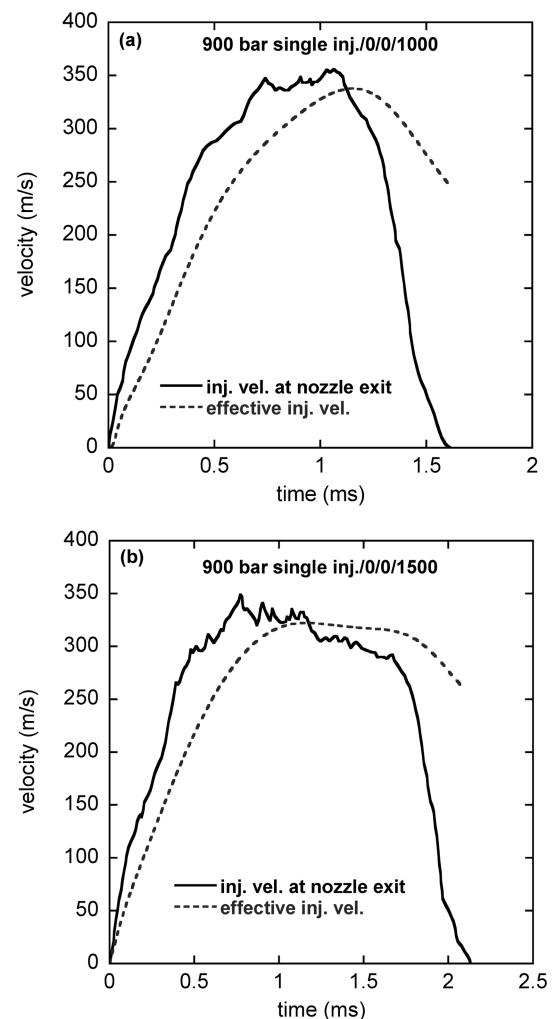


Fig. 2 Injection velocity at nozzle exit and effective injection velocity at rail pressure of 900 bar with single injection of (a) 0/0/1000 (b) 0/0/1500 pattern

배가 노즐 출구 속도에 비해 상대적으로 작으나 후반부 속도 감소는 천천히 일어나고 있음을 알 수 있다. 이는 x 위치에 도달한 연료 제트의 유효 속도가, 노즐 출구 제트 속도가 각각의 시간 단계에서의 기여하는 효과를 누적해, 계산되었기 때문이다.

인젝터 솔레노이드 구동 시간이 1 ms와 1.5 ms 일 때의 실제 분사기간은 Table 1에 나타난 것과 같이 각 1.62 ms, 2.1 ms이다. 인젝터 구동시간이 1.5 ms일 때의 연료제트의 속도 및 유효속도 모두 피크 속도를 유지하는 구간이 1.0 ms 경우보다 길게 나타난 것을 제외하면 비슷한 경향을 보이고 있다.

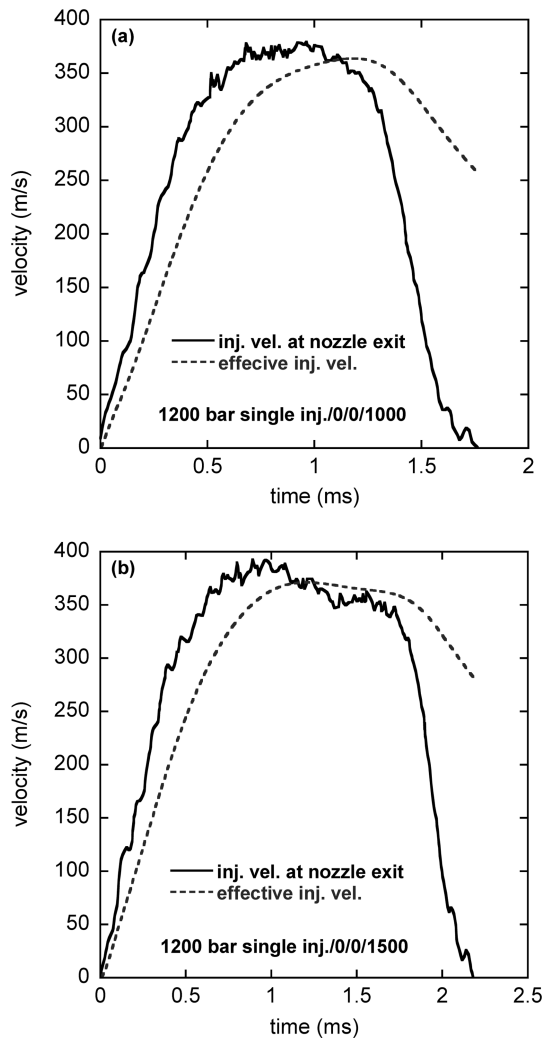


Fig. 3 Injection velocity at nozzle exit and effective injection velocity at rail pressure of 1200 bar with single injection of (a) 0/0/1000 and (b) 0/0/1500 pattern

Fig. 3은 커먼레일압을 1200 bar로 유지한 조건에서 단발 분사하였을 때의 분사 시작 후 시간 변화에 따른 연료 제트의 노즐 출구 속도와 유효 속도의 변화를 나타낸 것이다. 인젝터 솔레노이드의 구동 시간 1.0 ms와 1.5 ms일 때의 결과를 Fig. 3a와 Fig. 3b에 나타내었다. 대체로 Fig. 2의 결과와 유사한 경향을 보이고 있으며 연료 분사압이 1200 bar로 높여 분사하였기 때문에 속도 값이 최대 370~390 m/s까지 도달하였다.

커먼레일의 압력을 900 bar로 유지한 조건에서 연료 분사 패턴을 파일럿 분사와 스플릿 분사를 하였을 때

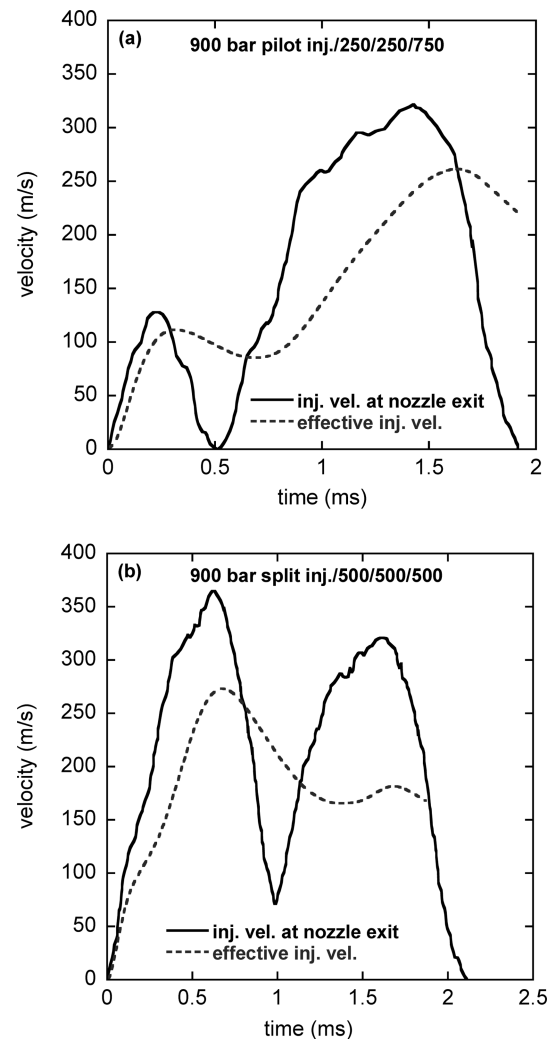


Fig. 4 Injection velocity at nozzle exit and effective injection velocity at rail pressure of 900 bar with (a) pilot injection 250/250/750 and (b) split injection 500/500/500 pattern

분사 시작 후 시간 변화에 따른 노즐 출구 속도와 유효 속도의 변화를 Fig. 4a와 Fig. 4b에 각각 나타내었다. 인젝터 솔레노이드의 구동 패턴은 '첫번째분사/드웰기간/주분사' 3단계 분사 패턴으로 구성되어 있는데 파일럿 분사, 스플릿 분사는 각각 '250/250/750 μ s', '500/500/500 μ s'이다. 첫번째 분사 기간이 짧고 주분사 기간이 긴 패턴을 가진 파일럿 분사 패턴에서는 연료 제트의 속도가 드웰 기간에 0 m/s까지 떨어진 결과를 보이고 있음 알 수 있다. 반면에, 파일럿 분사 패턴에 비해 첫번째 분사 기간은 길고 주분사 기간은 짧은 분사 패턴

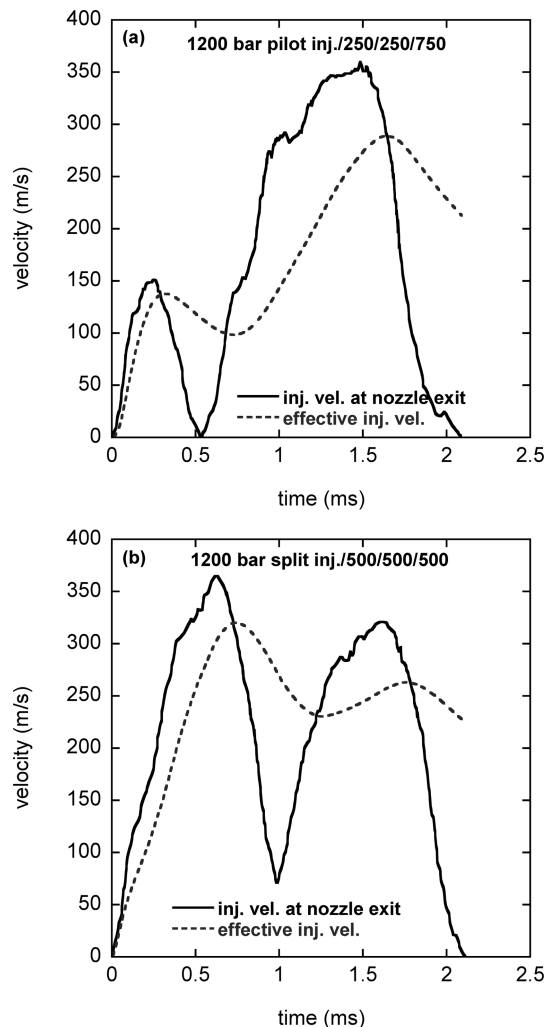


Fig. 5 Injection velocity at nozzle exit and effective injection velocity at rail pressure of 1200 bar with (a) pilot injection 250/250/750 and (b) split injection 500/500/500 pattern

을 가진 스플릿 분사에서는 드웰기간 연료 제트의 속도가 50 m/s 까지 떨어졌다가 주분사가 시작 되면서 다시 증가하는 경향을 보이고 있는데 이는 첫번째 분사 기간이 상대적으로 길어 연료 제트의 관성이 큰 것에 기인한다고 사료된다. 파일럿 분사의 유효 제트 속도는 드웰 기간에 약간 떨어 졌다가 주분사 기간에 점진적으로 다시 증가하다가 주분사가 차단되면서 다시 감소하였다.

Fig. 5a와 Fig. 5b는 커먼레일의 압력을 1200 bar로 유지한 조건에서 연료 분사 패턴을 파일럿 분사와 스플릿 분사를 하였을 때 분사 시작 후 시간 변화에 따른 노즐

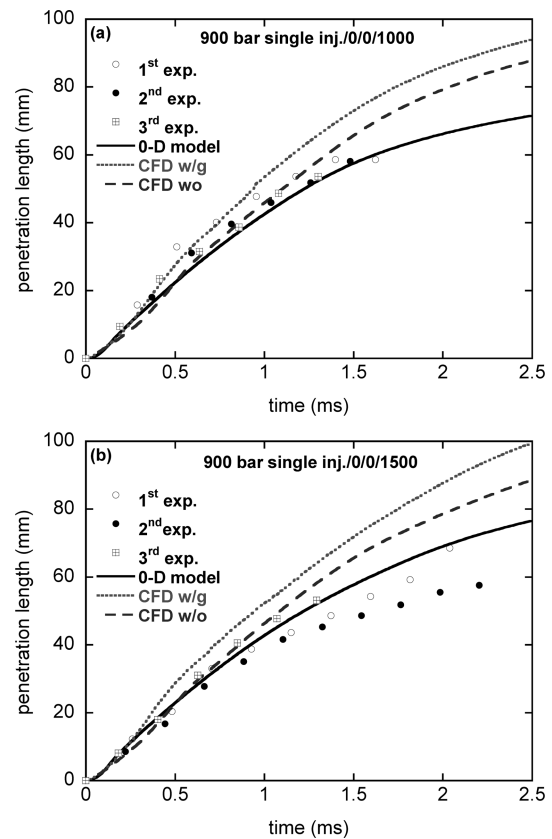


Fig. 6 Spray tip penetration comparisons for experiments (Tennison *et al.*⁽²²⁾), CFD and 0-D simulation at rail pressure of 900 bar with single injection (a) 0/0/1000 and (b) 0/0/1500 pattern

출구 속도와 유효 속도의 변화를 각각 나타낸 것이다. Fig. 4에 나타낸 결과와 유사한 경향을 보이고 있으나, 커먼레일 압력이 상대적으로 높아서 연료 제트의 속도 분포가 약간 높게 나타났다.

Fig. 6a와 Fig. 6b는 900 bar 커먼레일 압력으로 2가지 단발 분사 패턴으로 연료를 분사하였을 때 분무 선단 거리의 Tennison 등⁽²²⁾의 실험 결과, 0-D 시뮬레이션, 가스 제트 분무 모델에 의한 CFD 시뮬레이션, 전통 스프레이 모델에 의한 CFD 시뮬레이션 결과를 비교하여 각각 나타낸 것이다. Tennison 등⁽²²⁾의 실험은 3회에 걸쳐 동일한 실험 조건으로 3회 반복하여 이루어진 결과이다. 3회 실험 반복한 결과가 약간의 변동이 있는 결과를 보여 주고 있다. Tennison 등⁽²²⁾의 실험 결과를 기준으로 0-D 및 CFD 시뮬레이션 결과를 평가하면 대체로 0-D 시뮬레이션 결과가 실험 데이터와 비교적 잘 일치함을

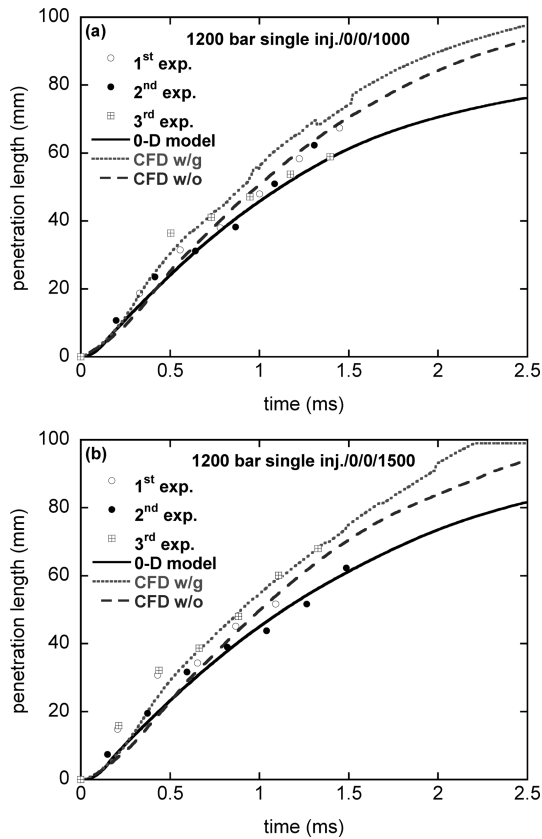


Fig. 7 Spray tip penetration comparisons for experiments (Tennison *et al.*⁽²²⁾), CFD and 0-D simulation at rail pressure of 1200 bar with single injection (a) 0/0/1000 and (b) 0/0/1500 pattern

알 수 있다. 가스 제트 분무 모델에 의한 CFD 시뮬레이션(CFD w/g)에 의한 분무 선단 거리는 실험 데이터보다 약간 크게 나타났다. 가스제트 분무 모델을 사용하지 않고 기존의 모델을 사용하여 구한 CFD 시뮬레이션(CFD w/o) 결과는 가스제트 분무 모델의 결과보다 약간 작은 분무 선단 거리를 나타내었으며 실험 데이터보다 약간 큰 값을 보이고 있다. 또한, 인젝터 구동 시간이 1.0 ms인 경우에는 기존의 모델을 사용하여 계산한 결과가 실험 데이터와 비교적 잘 일치하였으며 1.5 ms인 경우에는 실험 데이터 보다 큰 값을 보이고 있다.

1200 bar의 커먼레일 압력으로 2가지 단발 분사 패턴으로 연료를 분사하였을 때 분무 선단 거리의 비교 결과를 Fig. 7에 나타내었다. Fig. 7a와 Fig. 7b는 각각 인젝터 솔레노이드의 구동 시간을 1.0 ms, 1.5 ms로 유지 하였을 때의 실험 및 시뮬레이션 결과를 비교하여 나타낸 것이

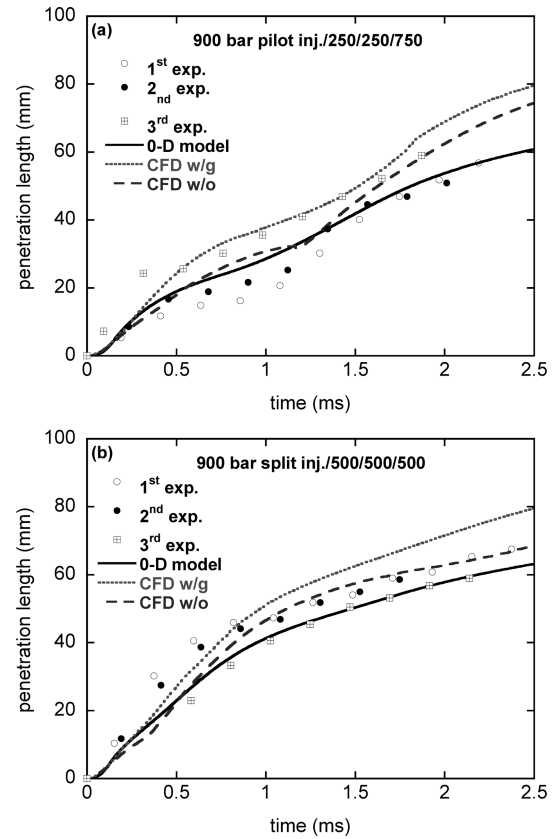


Fig. 8 Spray tip penetration comparisons for experiments (Tennison *et al.*⁽²²⁾), CFD and 0-D simulation at rail pressure of 900 bar with (a) pilot injection 250/250/750 and (b) split injection 500/500/500 pattern

다. 가스 제트 스프레이 모델을 사용하지 않은 CFD 시뮬레이션 결과(CFD w/o)가 실험 데이터와 잘 일치하는 경향을 보이고 있다. 0-D 시뮬레이션 결과도 실험 결과와 비교적 잘 일치하는 결과를 보여주고 있다. 가스 제트 스프레이 모델을 사용한 CFD 시뮬레이션 결과는 실험 결과보다 약간 크게 예측하는 경향이 있으나 900 bar로 분사하였을 때보다는 비교적 실험 결과와 잘 일치하였다.

Fig. 8a는 커먼레일 압력을 900 bar로 유지한 조건에서 인젝터 솔레노이드 구동 패턴을 첫번째분사, 드웰, 주분사 각각의 기간을 250, 250, 750 μ s로 유지하였을 때 분사 시작 후 시간 변화에 따른 분무 선단 거리의 실험, CFD시뮬레이션, 0-D 시뮬레이션 결과들을 비교하여 나타낸 것이다. 3번 모두 동일한 조건에서 측정한 실험 데이터의 변동성이 크게 나타났다. Fig. 4a에 나타낸 것과 같이 분사 시작 후 파일럿 분사 차단이 0.5 ms에서

이루어진 결과의 영향으로 인해 분무 선단 거리가 일정 시간 동안 분사 후 시간의 루트(root)에 비례하여 증가하지 못하고 완만하게 증가하는 구간이 나타났다. 가스 제트 스프레이 모델을 사용하지 않은 CFD 시뮬레이션이 실험 결과와 잘 일치하는 경향을 보이고 있으며 0-D 시뮬레이션도 실험 결과와 비교적 잘 일치하는 경향을 보이고 있다. 가스제트 분무 모델을 사용한 CFD 시뮬레이션은 실험 데이터보다 약간 크게 예측하고 있다. Fig. 8b는 커먼레일 압력을 900 bar로 유지한 조건에서 인젝터 솔레노이드 구동 패턴을 첫번째 분사, 드웰, 주분사 각각의 기간을 500, 500, 500 μ s로 하였을 때의 결과를 나타낸 것이다. 파일럿 인젝션의 결과와는 달리 분무 선단 거리가 완만하게 증가하는 구간이 보이지 않고 있다. 이는 스플릿 인젝션의 경우 첫번째 분사 후 드웰기간에도 연료 차단이 이루어지지 않아 분무 선단 거리가 지속적으로

로 증가하는 경향을 보인 것으로 사료된다. 실험 결과와 CFD 및 0-D 시뮬레이션 결과가 잘 일치하는 경향을 보이고 있으며 가스제트 분무 모델을 사용하지 않은 CFD 및 0-D 시뮬레이션이 좀 더 실험 결과를 잘 예측하였다.

Fig. 9a는 커먼레일 압력을 1200 bar로 유지한 조건에서 파일럿 분사 패턴에 따른 분무 선단 거리의 실험, CFD 및 0-D 시뮬레이션을 비교한 결과이다. 실험 데이터의 변동성이 줄어 든 결과를 보여 주고 있다. 전체적으로 CFD 및 0-D 시뮬레이션이 실험 결과를 잘 예측하지 못하고 있음을 알 수 있다. 이는 파일럿 분사 패턴의 변동이 단발 분사 또는 스플릿 분사에 비해 상대적으로 크기 때문에 기인한다고 사료된다. Fig. 9b는 커먼레일 압력을 1200 bar로 유지한 조건에서 스플릿 분사 패턴으로 연료를 분사하였을 때의 실험 결과, CFD 및 0-D 시뮬레이션 결과들을 비교한 것이다. 전체적으로 실험 결과를 CFD 및 0-D 시뮬레이션이 잘 예측하고 있음을 알 수 있다. 특히, 가스 제트 분무 모델을 사용하지 않은 CFD 시뮬레이션이 실험 결과를 좀 더 잘 예측하고 있음을 알 수 있다.

3. 결 론

Tennison 등⁽²²⁾은 커먼레일 연료 분사 시스템을 사용하여 단발 분사, 파일럿 분사, 스플릿 분사 등의 여러 가지 패턴으로 연료를 분사하였을 때 분사율 및 분무 선단 거리 측정하였다. 이들 측정 데이터를 대상으로 가스 제트 분무 모델을 포함 또는 비포함 조건에서의 KIVA-3V CFD 및 0-D 시뮬레이션을 하였으며 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 가스 제트 분무 모델을 포함한 CFD 시뮬레이션에 의한 분무 선단 거리 결과보다 포함하지 않은 전통적인 CFD 시뮬레이션 결과가 실험 데이터와 잘 일치하는 경향을 보였다.

(2) Abani와 Reitz⁽¹⁸⁾가 제시한 유효 속도 개념을 이용한 분무 선단 거리에 대한 0-D 시뮬레이션 결과는 실험 데이터와 비교적 잘 일치되었다.

(3) 가스제트 분무 모델을 포함하는 CFD 시뮬레이션에 의한 분무 선단 거리는 실험 데이터보다 모든 분사 패턴에 대해 큰 값을 보였다(over-prediction).

(4) 파일럿 인젝션 패턴으로 연료를 분사한 경우, 드웰기간에 연료 분사가 차단되어 분무 선단 거리가 분사 후 시간의 루트(root)에 비례하여 증가하지 못하고 완만하게 증가하는 구간이 나타났으며 CFD 시뮬레이션에

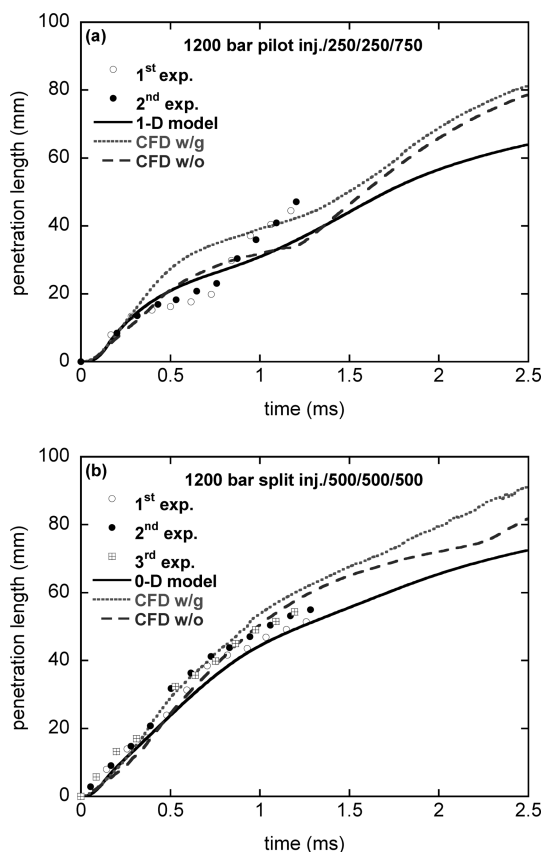


Fig. 9 Spray tip penetration comparisons for experiments (Tennison *et al.*⁽²²⁾), CFD and 0-D simulation at rail pressure of 1200 bar with (a) pilot injection 250/250/750 and (b) split injection 500/500/500 pattern

의한 정확한 예측이 어려움을 확인하였다.

(5) 스플릿 인젝션 패턴으로 연료를 분사한 경우에는 비교적 CFD시뮬레이션에 의한 분무선단 거리가 실험 결과와 잘 일치하였다.

후 기

이 연구는 서울과학기술대학교 교내 학술연구비 지원으로 수행되었습니다

참고문헌

- (1) P. H. Schweitzer, "Penetration of Oil Spray", Pennsylvania State College Bulletin, 46, 1937.
- (2) Y. Wakuri, M. Fujii, T. Amitani and R. Tsuneya, "Studies of Penetration of Fuel Spray in a Diesel Engine", Bull. JSME, Vol. 3, 1963, pp. 123~130.
- (3) J. C. Dent, "A basis for the comparison of various experimental methods for studying penetration", SAE paper 710571, 1971.
- (4) N. Hay and P. L. Jones, "Comparison of the Various Correlations for Spray Penetration", SAE paper 720776, 1972.
- (5) R. D. Reitz and F. V. Bracco, "Mechanism of Atomization of a Liquid Jet", Physics of Fluids, Vol. 25, No. 2, 1982, pp. 1730~1741.
- (6) G. I. Taylor, "Generation of ripples by wind blowing over a viscous fluid", Collected works of G. I. Taylor, Vol. 3, 1940, Cambridge University Press.
- (7) J. Rife and J. B. Heywood, "Photographic and Performance Studies of Diesel Engine Combustion with Rapid Compression Machine", SAE paper, 74098, 1974.
- (8) T. Kamimoto, H. Yokota and H. Kobayashi, "Effects of high pressure injection on soot formation process in a rapid compression machine to simulate Diesel flames", SAE paper 871610, 1987.
- (9) R. Cavaliere, R. Ragucci, A. D'alessio and C. Noviello, "Analysis of Diesel sprays through two dimensional laser light scattering", Twenty-Second Symposium on (International) on Combustion, 1988, Combustion Institute, pp. 1973~1981.
- (10) J. S. Gregory, O. L. Gulder and D. R. Snelling, "the structure of the dense core region in transient Diesel sprays," Twenty-Fifth Symposium on (International) on Combustion, 1994, Combustion Institute, pp. 371~379.
- (11) H. Kosaka, Y. H. Won and T. Kaminmoto, "A study of the structure of Diesel sprays using 2-D imaging techniques", SAE Transaction, Vol. 101, Sec. 3, 1992, pp. 175~186.
- (12) H. Hiroyasu and M. Arai, "Fuel spray penetration and spray angle in Diesel engines", Trans. of JSME, Vol. 44, 1980, pp. 3208~3220.
- (13) K. S. Varde and D. M. Popa, "Diesel Fuel Spray Penetration at High Injection Pressures," SAE Transactions, Paper 830448, 1983.
- (14) J. D. Naber and D. L. Siebers, "Effects of gas density and vaporization on penetration and dispersion of Diesel sprays," SAE paper 960034, 1996.
- (15) M. N. Svrcek, S. L. Miller and C. F. Edwards, "Diesel spray behavior at compression ratios up to 100:1", Atomization and Sprays, Vol. 20, No. 5, 2010, pp. 453~465.
- (16) J. M. Desantes, R. Payri, F. J. Salvador and V. Soare, "Study of the influence of geometrical and injection parameters on diesel sprays characteristics in isothermal conditions", SAE paper, 2005-01-0913, 2005.
- (17) C. H. Lee, Y. Wang and R. D. Reitz, "CFD simulation of diesel sprays over a wide range of ambient gas densities using an improved gas jet spray model", Atomization and Sprays, Vol. 21, No. 7, 2011, pp. 591~609.
- (18) N. Abani and R. D. Reitz, "Unsteady Turbulent Round Jets and Vortex Motion," Physics of Fluids, Vol. 19, No. 1, 2007, 125102.
- (19) A. Amsden, KIVA-3V, A Block-Structured KIVA program for Engines with Vertical or Canted Valves, LA-13313-MS, Los Alamos National Laboratory, 1997.
- (20) C. Crowe, M. Sommerfeld and Y. Tsuji, "Multiphase Flow with Droplets and Particles Boca Raton: CRC Press, 1998, Chap. 2.
- (21) Y. Wang, H. W. Ge and R. D. Reitz, "Validation of Mesh- and Time step-Independent Spray Models for Multi-Dimensional Engine CFD Simulation, SAE paper 2010-01-0626, 2010.
- (22) P. J. Tennison, T. L. Georjon, P. V. Farrell and R. D. Reitz, "An Experimental and numerical study of sprays from a common rail injection system for use in an HSDI Diesel engine", SAE paper, 980810, 1998.
- (23) W. Bosch, "The fuel rate indicator: a new measuring instrument for display of the characteristics of individual injection", SAE paper 660749, 1966.