

목분 충전 고분자 용융체의 압출다이 내 유동 및 열전달에 관한 수치해석

고승환* · 박형규** · 송명호† · 김찬중***

(2001년 11월 16일 접수, 2002년 12월 26일 심사완료)

Numerical Analysis on the Flow and Heat Transfer Characteristic of Wood-flour-filled Polypropylene Melt in an Extrusion Die

Seung Hwan Ko, Hyung Gyu Park, Myungho Song and Charn-Jung Kim

Key Words : Wood-Flour-Filled Polypropylene(목분충진 폴리프로필렌), Extrusion Die(압출다이), FVM(유한체적법), Non-Newtonian(비뉴턴), Viscous Dissipation(점성소산), High Temperature belt(고온띠), Taper Plate, Uniformity(균일도), Optimum Thickness(최적두께)

Abstract

A three-dimensional numerical analysis of the flow and heat transfer characteristic of wood-flour-filled polypropylene melt in an extrusion die was carried out. Used for this analysis were Finite Concept Method based on FVM, unstructured grid and non-Newtonian fluid viscosity model. Temperature and flow fields are closely coupled through temperature dependent viscosity and viscous dissipation. With large Peclet, Nahme, Brinkman numbers, viscous heating caused high temperature belt near die housing. Changing taper plate thickness and examining some predefined parameters at die exit investigated the effect of taper plate on velocity and temperature uniformities. In the presence of taper plate, uniformity at die exit could be improved and there existed an optimum thickness to maximize it.

기호설명	
a_T	: 온도 이전인자(temperature shift factor)
E_0	: 단위몰당 활성화 에너지
L	: 주유동방향(y) 특성길이
H	: 다이 두께방향(z) 특성길이
W	: 다이 폭방향(x) 특성길이
m	: 점도지표(consistency index)
n	: 지수법칙지표(power law index)
T_0	: 기준온도
u^*	: 무차원 속도 $((u - u_{min}) / (u_{max} - u_{min}))$

R	: 일반기체 상수(universal gas constant)
ϵ	: 다이의 복사열전달률
ϕ	: 충전제의 부피비
η_0	: 영 전단율 점도(zero shear rate viscosity)
η_∞	: 무한 전단율 점도
η_f	: 충전 후의 점도
λ	: 고분자 완화시간
θ^*	: 무차원 온도 $((T - T_{min}) / (T_{max} - T_{min}))$
σ	: 표준편차(standard deviation)
Φ	: 단위부피당 점성소산
AR	: Aspect ratio (L / H)
Br	: Brinkman 수 $(\eta u^2 / \Delta T k)$
De	: 데보라수 (λ / t_p)
Gr	: Grashof 수 $(\beta \Delta T g L^3 / \nu^2)$
Na	: Nahme 수 $((\eta u / k_f) / (E_0 / RT_0^2))$
Pe	: Peclet 수 $(\rho c_p L u / k)$
Re	: Reynolds 수 $(\rho L u / \eta)$

* 회원, 서울대학교 대학원 기계항공공학부

** 회원, 서울대학교 정밀기계설계공동연구소

† 책임저자, 회원, 동국대학교 기계공학과

Email : songm@dgu.edu

TEL : (02)2260-3827 FAX : (02)2263-9379

*** 회원, 서울대학교 기계항공공학부

1. 서론

압출(Extrusion)은 연속 공정에서 균일한 가공품질을 얻기 위해 열적·기계적 방법으로 원재료를 가열·가압하여 제품을 생산하는 방식으로, 현재 고분자, 식품, 약품 등의 제조에 많이 이용되며 점차 그 적용범위를 넓혀나가고 있다. 압출과정은 크게 두 가지 단계로 나누어 볼 수 있는데, 고체상태의 고분자 물질이 압출기(Extruder) 스크류를 지나면서 마찰열에 의해 고온·고압의 용융체상태로 바뀌는 단계와 압출다이(Extrusion die) 안으로 들어가 원하는 형태의 성형을 거친 뒤 냉각되는 단계가 그것이다. 압출기 스크류 내의 유동에 대해 비교적 많은 연구가 이루어지고 있는 반면 압출다이 내 유동에 관한 연구는 그 복잡한 유동현상과 비선형성으로 인하여 준경험적 방법에 많이 의존해왔다.⁽¹⁾

그러나, 압출다이 내의 유동은 최종 생산된 제품의 품질 및 공정의 생산성과 직접적인 관련이 있으므로 다이 최적형상설계의 차원에서 많은 연구가 시도되고 있다. Liu *et al.*⁽²⁾은 다이 내 고분자 용융체 유동이 다이 입구를 제외한 대부분 영역에서 주유동 방향으로 1차원적이라고 가정한 1차원 설계식(one dimensional design)을 제안하였다. 그리고, Hurez *et al.*⁽³⁾은 주유동 방향에 수직인 각 단면에서 유동이 다이 두께 방향의 2차원 함수로 주어지는 것으로 가정하여, 온도의 영향을 배제한 채, 주유동 방향과 두께 방향에 대한 2차원 해석을 수행하였는데, 수직 단면 방법(cross-section method)으로도 불리는 이 방법은 다이 형상이 주유동 방향으로 완만하게 변하는 경우의 해석에만 국한된다는 약점이 있다. 이러한 1차원, 2차원 해석은 다이 내의 해석을 단순화시킬 수 있음에도 불구하고, 다이 입구의 복잡한 유동변화를 고려할 수 없다는 점, 다이 측면이 유동에 미치는 3차원적 영향을 고려할 수 없다는 점, 그리고 고분자 유동의 경우 유동장에 상당한 영향을 미치는 것으로 알려진 온도장에 대한 고찰이 부족하다는 단점이 있으므로, 다이 내의 복잡한 유동에 대해 보다 정확한 정보를 얻기 위해서 3차원 해석이 필수적이다.

최근 컴퓨터 성능의 향상과 더불어 압출다이 내 3차원 유동에 관한 수치해석이 활발히 진행되었다. Cheng & Jian⁽⁴⁾은 FDM과 MAC을 이용, 다이 내 온도장의 분포를 고려한 연구를 수행하였고, Dooley⁽⁵⁾, Pittman *et al.*⁽⁶⁾, 나수연⁽⁷⁾은 FEM으로 옷걸이형 다이(coat hanger die)에 대해 해석하였다.

그러나, FVM 즉, 유한체적법에 기초한 해석은

그 방법이 보존적이며 차분화된 방정식이 다른 방법들에 비해 이해하기 쉽다는 장점에도 불구하고, 압출다이 내 유동 및 온도에 대한 3차원 해석에 사용된 예가 드물다. 또한, 기존의 해석에서 고려한 옷걸이형 다이는 그 기하학적 제한으로 인하여 입구에서 충분한 압력을 가할 수 없기 때문에, 비교적 큰 두께를 가지는 제품형상을 구현하기 어려운 점이 있다. 이를 극복하기 위한 대안으로 taper plate를 이용한 다이가 실제 공정에 이용되고 있으나 아직까지 그 해석이 충분치 못한 실정이다.

따라서 본 연구는 taper plate를 이용한 다이 내 고분자 용융체의 3차원 유동 및 열전달 현상을 수치적으로 해석하고, 그 결과를 토대로 압출성형공정에서 다이의 설계요구조건인 다이 출구 온도 및 유동의 균일성을 얻을 수 있는 최적의 taper plate 형상을 찾는 것을 목표로 한다.

먼저, taper plate가 장착된 다이 내에서 고분자 용융체의 거동을 묘사하기 위하여 FVM에 기초한 3차원 수치해석을 수행하였다. 해석에서 고려한 물질은 산업적 응용분야가 넓은 목분 충전 폴리프로필렌(Wood-flour-filled Polypropylene)이다. 그리고, 구체적인 공정운전조건에 대하여, taper plate의 두께와 다이 출구 유동 및 온도 균일성간의 관계를 시행착오법(trial and error)으로 관찰하였다.

2. 이론적 배경: 고분자 용융체 모델

2.1 분진 현탁액(particulate suspension) 모델

본 연구에서 고려하는 용융체는 비뉴턴유체인 PP(Polypropylene)안에 목분(wood flour)이 부유하고 있는 분진 현탁액(particulate suspension)이다. 일반적으로 의사소성(pseudoplastic) 비뉴턴유체에 부유물질(particulate)을 혼합하면, 어느 정도의 혼합비까지는 의사소성을 유지하면서 전체적으로 현탁액의 점도가 증가하는 것으로 알려져 있다.⁽⁸⁾

이러한 현탁액은 고분자 용융체(melt)와 같이 유체와 고체의 성질을 동시에 나타내는 점탄성(viscoelasticity)을 보인다. 그러나, 압출다이 내의 유동과 같이 제한된 기하학적 형상 내부 유동의 경우, 다이 길이가 충분히 길고, 다이 단면적이 너무 작지 않으며 자유표면이 없는 정상유동이라면 탄성을 거의 무시할 수 있다.⁽⁹⁻¹¹⁾ 이것은 고분자 완화시간과 공정의 특성시간의 비로 정의되는 Deborah수가 1보다 작은 경우에 해당하는 것이다.

2.2 점도(viscosity) 모델

유체연속체의 구성방정식에 나타나는 점도는 전단율(shear rate), 온도, 압력 등의 함수로 알려져

있으며 이들을 고려하는 방식에 따라 여러 가지 모델이 존재한다. 본 연구에서는 일단 전단율과 온도의 영향만을 고려하였다.

전단율의 영향을 고려한 점도모델은 많은 종류가 있지만 주로 쓰이는 것은 멱법칙(power law) 모델[식 (1)]과 Carreau 모델[식 (2)] 등이 있다. Carreau 모델은, 멱법칙 모델과 달리, 낮은 변형률에서 나타나는 뉴턴영역(Newton plateau)을 모사할 수 있는 장점이 있다.^(7,12,13)

$$\eta = m(T)\dot{\gamma}^{n-1} \quad (1)$$

$$\frac{\eta - \eta_x}{\eta_0 - \eta_x} = \left[1 + (\lambda\dot{\gamma})^2 \right]^{\frac{n-1}{2}} \quad (2)$$

전단율과 함께 고분자 용융체의 점도에 가해지는 열적 효과는 압출공정에서 고려해야 할 가장 중요한 요소 중의 하나이다. 온도감소에 따라 점도는 대체적으로 증가하는 경향을 보이는데, 이러한 효과는 전단율만의 함수로 표현된 점도 모델에 온도이전인자(temperature shift factor) a_T 가 추가된 형태로 표현할 수 있다. 온도이전인자 모델로 WLF 모델과 Arrhenius 모델이 있다.^(9, 14)

Shadid & Eckert⁽¹⁵⁾는 Arrhenius 모델에 기반한 온도이전인자를 Carreau 모델에 포함시킴으로써 전단율과 온도가 고분자 용융체의 점도변화에 미치는 영향을 동시에 고려하였다. 영전단율(η_0)과 특성시간인 고분자 완화시간(λ)에 온도이전인자를 도입한 이들의 모델은 다음과 같은 형태를 갖는다.

$$\eta(\dot{\gamma}, T) = \eta_0 a_T \left[1 + (\lambda a_T \dot{\gamma})^2 \right]^{\frac{n-1}{2}} \quad (3)$$

$$a_T = \exp \left[- \frac{\text{Na} \cdot \text{Re} \cdot T_0}{\text{Pr} \cdot T} g \right] \quad (4)$$

이상에서 고려한 순수한 고분자 용융체에 부유물질(분진)인 충전재가 혼합되면 현탁액의 점도는 충전재의 부피분율에 비례하여 증가하는 경향을 나타낸다. 이는 충전재가 고분자 용융체 유동을 방해하는 동시에 충전 입자들간에 상호작용을 일으키기 때문인 것으로 알려져 있다. 충전으로 인한 점도증가를 예측하는 수많은 모델 중 대표적인 것으로 Guth 모델^(8,12,16)이 있다.

$$\frac{\eta_f}{\eta_0} = 1 + 2.5\phi + 14.1\phi^2 \quad (5)$$

2.3 최종 모델 선정

이상에서 고려한 바를 토대로 본 연구에서 채

택한 점도 모델은 Fig. 1과 같다. 이것은 식 (3), (4)로 표현되는 Shadid & Eckert⁽¹⁵⁾ 모델과 식 (5)의 Guth 모델^(8,12,16)을 결합한 형태이다. 자세한 모델 인자와 필요한 물성치를 Table. 1에 나타내었다.

3. 수치해석

3.1 격자계

목분으로 충전된 고분자(PP) 용융체의 압출다이 내 유동 및 열전달을 수치적으로 해석하기 위한 FVM 격자계는 Fig. 2와 같다. 압출다이 내의 해석을 위해 본 연구에서는 압출기 출구 즉, 다이입구

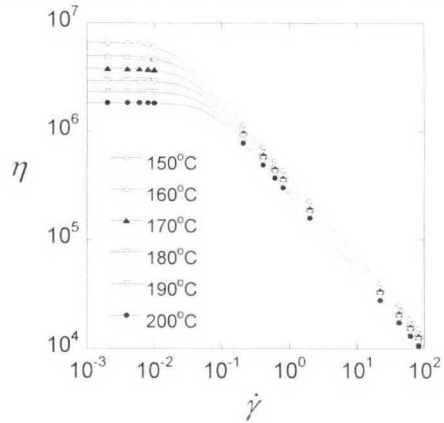


Fig. 1 Viscosity function of shear rate and temperature

Table 1 Properties for wood-flour-filled PP⁽¹⁷⁾

Parameter	Value	Parameter	Value
c_p	1848 J/kg · K	T_{air}	25°C
E_0	4.27×10^4 J/mol	ϵ	0.2
k_f	0.175 W/m · K	ϕ	0.625 (volume)
m	26977 Pa · s ⁿ	η_0	9.6×10^5 Pa · s
n	0.27525	λ	7.82 s
T_0	230°C	ρ	900 kg/m ³

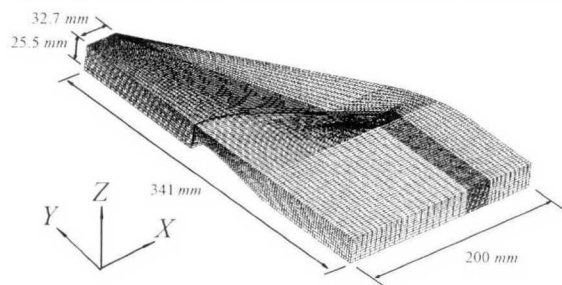


Fig. 2 FVM grid generation for extrusion die

로부터 taper plate를 지나 목적인 제품형상을 만들기 위한 단계인 상변화 지역 전까지의 계산영역을 설정하였다. 또한 상사성을 만족하는 익형의 taper plate 형상을 구현하기 위하여 비정렬격자를 구성하였으며, 다이의 대칭성에 의해 격자는 전체영역의 1/4 만을 고려하였다. Taper plate에 대한 설명은 뒤에 다시 하기로 한다.

3.2 지배방정식

본 연구에서 고려하고 있는 유동은 3 차원, 정상 상태, 층류($Re \sim O(10^7)$), 비압축성, 비뉴턴유체 유동이다. 점성발열과 전도냉각의 크기를 평가하는 Brinkman 수가 35로 비교적 크기 때문에 열전달 해석에서 점성소산을 무시할 수 없다. 뿐만 아니라, 온도변화에 의해 점도가 받는 영향을 의미하는 Nahme 수가 1.96×10^3 이므로 점도값을 결정할 때 온도변화를 고려해야 한다. 즉, 유동장은 대류항 및 점성소산항의 형태로 온도장에 영향을 주고, 반대로 온도장은 그것의 함수로 나타나는 유체의 점도를 변화시킴으로써 유동장에 영향을 미친다. 점도 모델은 식 (3) ~ (5)와 같고, 점도를 제외한 나머지 물성치들은 일정한 값을 가지는 것으로 가정하였다.

이를 토대로 목분이 함유된 고분자 용융체의 압출다이 입구유동 및 열전달 현상을 해석하기 위한 지배방정식을 적분형으로 나타내면 다음과 같다.

$$\int_S \mathbf{u} \cdot d\mathbf{A} = 0 \tag{6}$$

$$\int_S \rho \mathbf{u} u_i \cdot d\mathbf{A} = \int_S (\tau_{ij} \mathbf{i}_j - p \mathbf{i}_i) \cdot d\mathbf{A} \tag{7}$$

$$\int_S \rho c_p T \mathbf{u} \cdot d\mathbf{A} = \int_S k \nabla T \cdot d\mathbf{A} + \int_S \Phi dV \tag{8}$$

$$\tau_{ij} = \eta(\dot{\gamma}, T) \dot{\gamma}_{ij}, \quad \dot{\gamma}_{ij} = \frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \tag{9}$$

$$\dot{\gamma} = \sqrt{\frac{1}{2} \gamma_{ij} \gamma_{ij}}, \quad \Phi = \frac{1}{2} \eta(\dot{\gamma}, T) \gamma_{ij} \gamma_{ij} \tag{10}$$

식 (6)-(8)을 풀기 위해 사용된 알고리즘은 SIMPLE^(18, 19)이며, 대류항과 확산항 그리고 생성항을 유한체적법에 근거한 유한개념법(Finite Concept Method)^(19, 20)을 이용하여 이산화하고 두 항의 결합에는 상류차분법(Upwind Difference Scheme)과 중앙차분법(Central Difference Scheme)을 합성한 Flux Blending Scheme을 사용하였다.

한편, 계산 초기에 충분히 수렴하지 못한 온도장이 비정상적인 점도를 야기함으로써 운동량방정식의 수렴안정성을 떨어뜨릴 수 있다. 이를 방지하기 위해 계산 초기단계에는 뉴턴유체처럼 일정한 점도를 가정하여 계산하고 어느 정도 유동장과

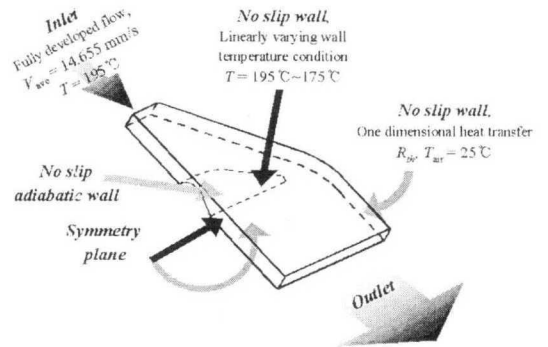


Fig. 3 Boundary condition

온도장이 수렴한 뒤에 점도 변화를 고려하였다. 또한, 이 단계에서도 역시 계산 도중의 비물리적인 점도값에 의해 해가 발산하는 것을 막기 위하여 cut off value(10^7)를 점도에 도입하였다.⁽²¹⁾

3.3 경계조건

Fig. 2의 격자에 대해 3.2 절 지배방정식의 해를 구하기 위한 경계조건을 Fig. 3에 도시하였다.

먼저, 수력학적 경계조건으로 압출다이 입구에 완전발달된 사각채널 속도분포를, 그리고 상측벽면에 점착(no-slip)조건을 부여하였다. 점착조건은, 특별한 환경에서 어떤 고분자 용융체가 벽면 미끄러짐 현상을 보이고 있음에도, 대부분의 용융체에 대하여 타당하다는 견해가 있다.⁽²²⁾ 따라서, 이 부분은 추후 연구를 통해 검토되어야 할 것이다. 출구에는 완전발달 경계조건을 부여하였다.

열적 경계조건으로서 다이 입구에 압출기에서 유입되는 용융체 온도(195°C)를 균일하게 부여하고, 상측벽면에 급격한 용융체 냉각을 막기 위한 목적으로 설치된 히터를 모사하는 주유동방향 선형 온도분포(195°C~175°C)를 등온조건으로 주었다. 그리고, 다이 측벽면은, 주유동방향에 수직한 방향으로의 1차원 열전달 가정으로부터, 다이 하우징의 전도와 외부와의 대류, 복사열전달을 고려한 열저항 조건을 적용하였다. 마지막으로 taper plate에 단열조건을 주고 나머지 부분은 모두 대칭경계조건을 부여하였다. Taper plate에 부여된 단열조건은 고체 taper plate 내부에서 그 두께 방향으로의 열유속을 무시하는 2차원 열전도가정에 의한 것이다.

3.4 Grid test

계산 결과의 격자 의존성을 알아보기 위하여 grid test 를 실시한 결과, 격자변화에 따른 계산 결과의 변화가 크지 않다고 판단된 38×160×10, 60800 셀의 격자를 채택하였다. Fig. 4 에 그 결과를 나타내었다.

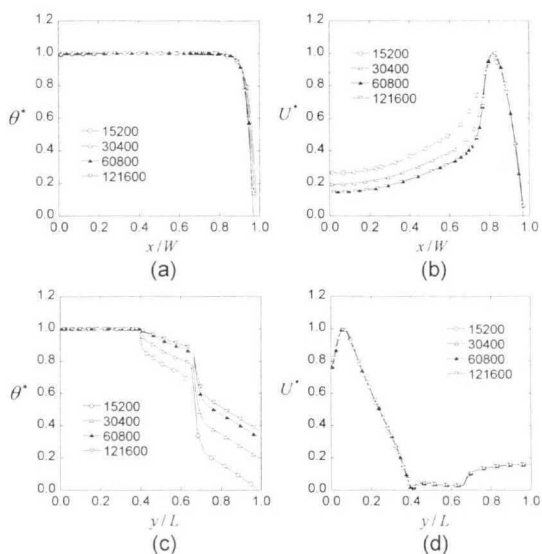


Fig. 4 Grid test for dimensionless velocity in (a) x-direction, (b) y-direction, and dimensionless temperature in (c) x-direction, (d) y-direction

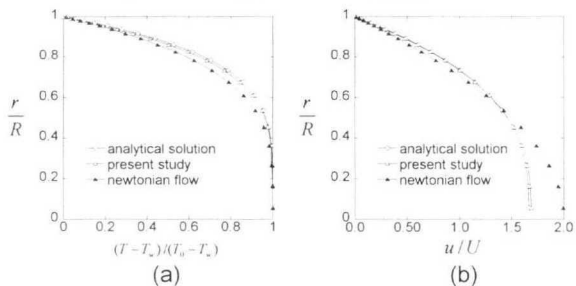


Fig. 5 Fully developed (a) temperature profile and (b) velocity profile

3.5 검증 - 원관 내 축대칭 유동

고분자 용융체에 관하여 본 연구에서 수행하는 수치해석방법의 타당성을 검토하기 위해, 원관 내 축대칭 유동을 해석하고 그 결과를 비뉴턴유체 유동에 대한 해석해^(12,14,23)와 비교하였다. 카테시안 좌표계에서 축대칭 유동에 대한 수치적 처리는 박형규⁽²⁴⁾를 참고하였다. Fig. 5의 결과를 통하여 수치해와 해석해가 거의 일치하는 것을 볼 수 있었다.

4. 결과 및 고찰

4.1 압출 다이 내 목분 혼합 고분자 용융체의 유동 및 열전달현상

압출기로부터 압출다이 안으로 유입된 용융체는 다이 중앙에 위치한 익형의 taper plate를 만나면서 유동저항을 받게 된다. 이 때 taper plate의 두

께 및 주유동방향 길이가 다이벽 근처보다 중심부 (core)에서 더 크기 때문에 이곳을 지나는 용융체는 taper plate가 없을 때보다 더 많은 저항을 받는다. 뿐만 아니라, 중심부에서 더 큰 taper plate의 두께는 유동을 부분적으로 중심부로부터 측면으로 밀어냄으로써 다이 출구에서 균일도 향상에 기여한다. 만약 taper plate가 없다면, 유동장은 중심부에서 최대값을 갖는 3차원 채널 내 단순유동의 모습을 띠게 될 것이다. 다시 말해서, taper plate의 역할은, 다이 벽의 영향을 비교적 덜 받는 중심부 유동에 수직 및 전단응력의 형태로 저항을 가함으로써, 균일한 속도 및 유량을 갖는 유동이 하류로 흘러갈 수 있도록 만드는 것이다.

본 연구에서 해석하는 고분자 용융체의 흐름은 매우 작은 Reynolds 수 [$O(10^{-7})$]와 큰 Peclet 수 [$O(10^3)$]로 특징지어진다. 따라서 관성보다 점성에 의한 운동량전달이, 전도보다 대류에 의한 열전달이 지배적임을 알 수 있다. 그리고 3.2 절에서 언급한 바와 같이, 점도는 전단을뿐만 아니라 온도에도 영향을 받으며, 점도와 전단율의 함수인 점성소산이 존재한다. 특히, 에너지방정식[식 (8)]에서 점성소산항과 대류항의 크기를 평가하는 무차원수인 $Br \cdot AR^2 / Pe$ 가 대략 0.2 로, 대류가 비록 약간 크게 평가되지만, 점성소산에 의한 열생성은 본 연구에서 해석하는 열전달의 중요한 기작 중의 하나이다.

이상의 무차원해석으로부터 예상되는 유동 및 열전달 특징을 3차원 수치해석으로 확인해 보았다 (Fig. 6~12). 먼저, Fig. 6에 보인 속도장으로부터 알 수 있는 사실은 다이 형상의 확대와 taper plate의 영향으로 인하여 주유동방향 속도가 작아지고 균일해진다는 것이다. 심지어 Fig. 8(b)와 같이 속도의 최대값이 다이 중심이 아닌 다이 측면으로부터 약 50mm 떨어진 지점에서 관찰된다는 사실은 taper plate가 다이 중심에서 측면쪽으로 유동을 밀어냄을 보여주는 것이다.

다이 전체와 출구단면에서의 온도장을 Fig. 7에 나타내었다. Fig. 7(a)에서 taper plate를 지난 용융체의 온도분포가 Fig. 8(b)에서 본 속도 profile과 흡사함을 관찰할 수 있었다. 그리고 벽면에서 발달하는 온도경계층 두께가 매우 얇게 나타났다. 이것은 무차원해석 [$Pe / AR^2 = 194$]에서 예상된 바와 같이 다이 전체적으로 에너지 운반을 지배하는 기작이 주유동방향 대류열전달임을 나타내는 것이다. 이와 더불어 용융체의 최대온도는 입구에서보다 높아지며, 주위보다 높은 온도를 갖는 때 모양의 지역이 taper plate 주위와 다이 하우징벽 근처로부터 약간 떨어진 지역에 형성됨을 볼 수 있었다.

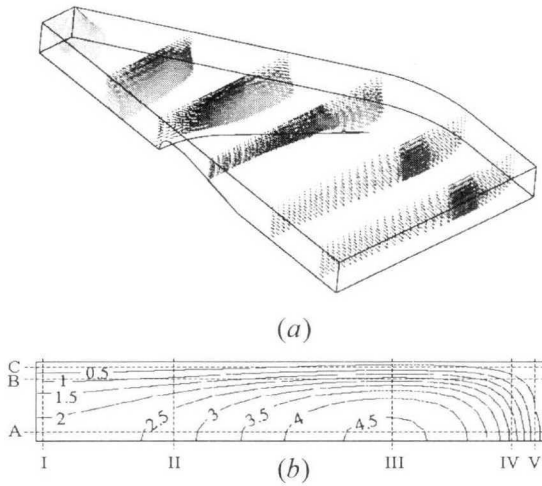


Fig. 6 Velocity field (mm/s) (a) vector plot (b) velocity magnitude contour at exit

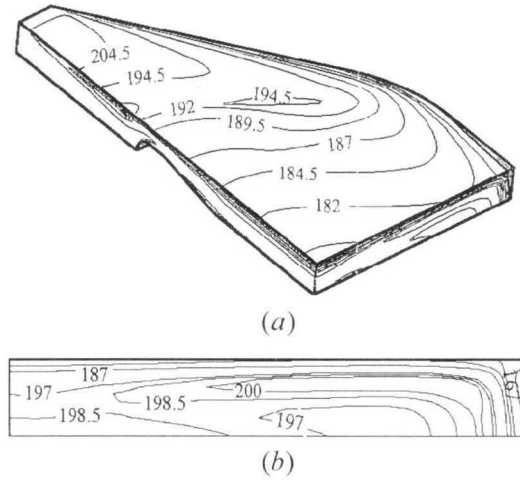


Fig. 7 Temperature field (°C) (a) for all domain (b) at exit

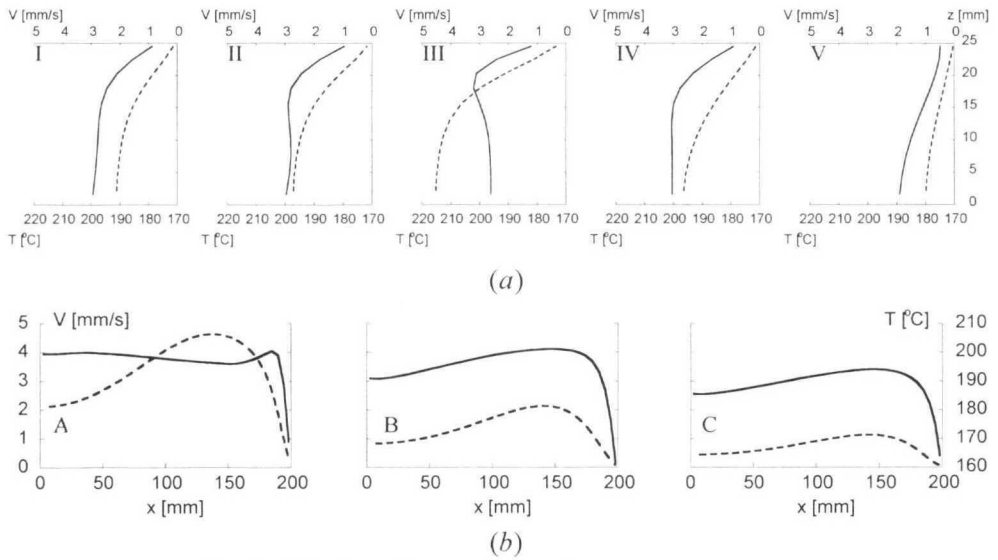


Fig. 8 Velocity and temperature profiles at exit cross section (solid line: Temperature, dotted line: Velocity)

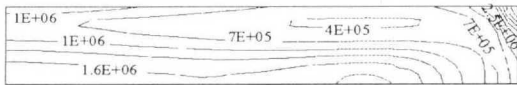


Fig. 9 Molecular viscosity at exit (Pa·s)

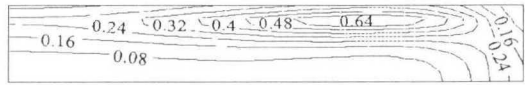


Fig. 10 Shear rate at exit (1/s)

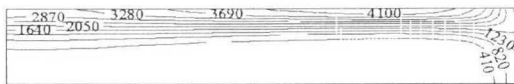


Fig. 11 Temperature gradient at exit (°C/m)

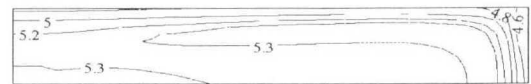


Fig. 12 Enthalpy flux at exit (kg·°C/m²·s)

Table 2 Reference values for normalization

$\sigma(\dot{m}T)$	0.0123 kg·°C/s	\bar{V}	2.3961 mm/s
$\sigma(\dot{m})$	2.6122 kg/s	$\sigma(T)$	10.031 °C
$ \nabla T $	1326.1 °C/m	$\sigma(V)$	1.5741 mm/s
\bar{T}	192.95 °C	$\dot{\gamma}$	0.19806 1/s
$\sigma(\dot{m}V)$	$1.18 \times 10^{-7} \text{ kg} \cdot \text{m/s}^2$		

이들 두 지역의 현상은 모두 점성소산에 의한 것인데 그 원인은 약간 다른 것으로 여겨진다. 즉, taper plate 주위의 띠는 주유동이 유동저항을 만나 측벽으로 갑자기 밀리는 과정에서 발생하며, 다이 단면에서 보이는 하우징벽 근처의 띠는, Fig. 8(a)III에서 본 것처럼, 주유동방향 유동이 벽 근처에서 점착조건을 만족시키기 위하여 큰 속도구배를 일으키기 때문에 발생하는 것이다. 그런데 이 때, 벽면에서 냉각이 일어나고 있으므로 Na 수가 큰 유동은 국부적으로 점도가 커져서(Fig. 9) 벽에 아주 근접한 곳의 유동을 방해한다. 따라서 최대 전단 변형률은 벽 바로 아래가 아니라 벽에서 약 5mm 가량 떨어진 지역에서 나타나는 것이다(Fig. 10).

Fig. 7 과 Fig. 8(b)로부터 알 수 있는 또 다른 사실은 하우징 벽 근처에서 나타나는 고온의 띠 바로 옆 측벽면에 최저온도영역이 존재한다는 것이다. 이 지역에서 점도는 단면 최고값을 갖는데(Fig. 9), Fig. 8(b) 단면 B, C의 $x = 200\text{mm}$ 근처에서 관찰할 수 있듯이 이렇게 높아진 점도 때문에 유동이 정체되고 온도가 용융점 이하로 떨어진다던 형상을 만드는 공정으로 진행하기에 앞서 상변화가 일어날 위험성이 있다. 그러므로 taper plate 후방 다이 측면에 용융점보다 높은 온도를 가할 수 있는 적절한 히터의 설계를 제안할 수 있다.

위에서 기술한 유동 및 열전달 특징들의 대부분은 온도가 점도에 영향을 미침으로써 나타난 것이다. 따라서 순수 고분자 용융체 또는 충전제가 함유된 고분자 현탁 용융체의 유동 및 열해석, 또는 다이의 형상설계시, isothermal 모델 해석은 단면 고온 띠 영역이나 점도의 보다 급격한 변화양상과 같은 특성을 모사할 수 없는 문제점이 있다.

4.2 Taper plate의 높이변화에 따른 출구에서의 균일도 변화

다이 출구에서 유량 및 온도 균일도는 고품질의 제품을 얻기 위해 매우 중요하다. 균일도와 함께 산업현장에서 중요시되는 생산성은 유량에 비례할 것이다. 그러나 유량이 증가된 경우, 특성속도의 제공에 비례하는 점성소산은 더욱 커지게 되고 출구균일도는 악화된다. 결국, Na, Br, Pe 수가 큰

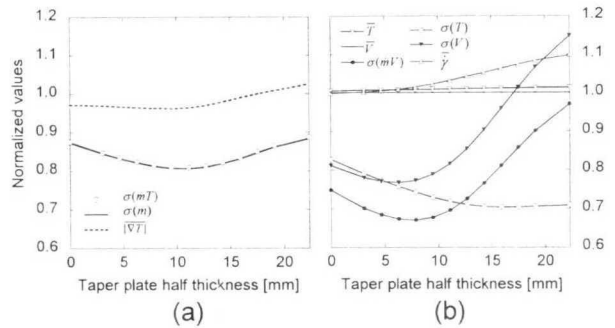


Fig. 13 Uniformity indices: (a) Three consistent indices (b) Others

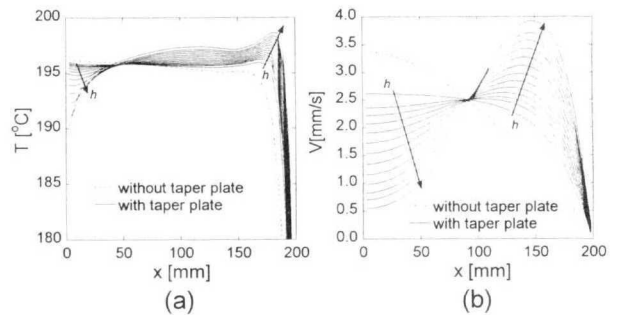


Fig. 14 z-directional averaged temperature and streamwise velocity distribution

유동에서 불균일 온도상승지역을 측벽면 전도에 의해서만 없애는 것은 어려우며, taper plate와 같이 유동장을 인위적으로 조절, 유동 및 온도장 균일도를 높이는 방법이 필요하다. 따라서 본 연구는 정해진 유량에 대해 최대의 출구 유동 및 온도 균일도를 획득할 수 있는 최적 taper plate 형상이 존재한다고 가정, 이를 확인해 보았다.

전술한 바와 같이 taper plate의 형상에 따라 다이 내 전체 유동이 큰 영향을 받는다. 이에 본 연구에서는 taper plate 특성길이 중 유동에 가장 큰 영향을 줄 수 있는 인자로 판단된 높이(두께)를 설계변수를 선택하였다.

선택된 설계변수를 변화시키면서 여러 가지 균일도 지표를 구하고 그 변화 양상을 관찰한 결과를, Table 2에 주어진 taper plate가 없을 때의 값으로 정규화(normalization)하여, Fig. 13에 나타내었다. 본 연구에서 관찰한 출구균일도 지표는 주유동방향속도 V , 온도 T , 질량유량 \dot{m} , 관성력 $\dot{m}V$, 엔탈피 $\dot{m}T$ 이상 5개 변수의 표준편차, 그리고 전단율 $\dot{\gamma}$, 온도구배 $|\nabla T|$ 의 평균값이다. 표준편차는 그 값이 작을수록 평균값 근처에 분포하므로 균일도가 좋다고 말할 수 있고, 전단율과 온도구배는 자체로서 이미 속도와 온도의 공간변화를 의미하므로 평균값이 작을수록 균일도가 좋다고 할 수 있다. 이

중, Fig. 13(a)에 보인 $\sigma(\dot{m})$, $\sigma(\dot{m}T)$, $|\nabla T|$ 가 세 값 모두 taper plate 두께 22.3mm 근처에서 일관된 최소값을 나타내었다. \dot{m} , $\dot{m}T$ 는 각각 비압축성 유체의 유량 및 대류 열전달량을 대표하므로 Fig. 13(a)의 지표들의 최소값으로부터 출구균일도가 최대인 taper plate 두께를 구하는 것은 타당하다.

Fig. 14 에 출구단면에서 주유동방향(y) 속도와 온도의 두께방향(z) 적분값을 폭방향(x)에 대해서 나타내었다. 중심부에서 속도, 온도 모두 감소하며, 벽쪽에서 증가하는 것을 관찰할 수 있었는데, 이 경향은 taper plate 두께가 클수록 심해졌다. 그리고, taper plate 높이에 따라 속도와 온도가 변하지 않는 지역이 존재하는데 이를 토대로 설계변수에 영향을 받지 않는 등온선(isothermal line) 및 유선(stream line)이 존재하는 것으로 추측할 수 있다.

5. 결론

목본이 함유된 고분자(PP) 용융체에 대하여 온도와 충전제의 영향을 고려한 Carreau 점도모형을 적용, taper plate 가 설치된 압출다이 내 유동장 및 온도장을 유한체적법으로 3차원 수치해석하였다.

압출다이 내 유동과 열전달은 서로 깊이 연관되어 있으며 taper plate의 유동 저항 및 분산 효과와 다이 벽 근처에 나타나는 고온띠가 출구에서의 유동 및 온도 균일도와 깊은 관련이 있었다.

압출다이 출구에서 유동장 및 온도장의 균일성을 높이기 위해 다이의 설계변수로 taper plate 두께를 선택하여 이를 변화시키면서 균일성 측정을 위한 다양한 지표들의 변화를 관찰하였다. 주어진 형상과 입구유량에 대해 출구균일성이 최대가 되게 하는 taper plate 두께가 22.3mm 내외임을 알 수 있었다.

Taper plate 가 설치된 압출다이의 출구균일도는 taper plate 의 최적 형상설계로 향상될 수 있으며, 그 최적형상은 용융체가 형상제조(상변화) 공정으로 유입될 때 균일한 유동 및 온도장을 갖추도록 함으로써 제품의 품질을 향상시킬 것이다.

본 연구를 바탕으로 향후, 실제 압출공정 해석에서 문제가 될 수 있는 비점착 경계조건과 상변화 등을 포함한 실질적 압출다이 내 열·유동해석 모델과 체계적인 최적기법을 연구할 예정이다.

후 기

본 연구는 중소기업청에서 지원하는 2000년도 중소기업 기술혁신 개발사업의 위탁과제로 수행되었습니다.

- (1) Jaluria, Y., 1996, *Advances in Heat Transfer*, Vol. 28, pp. 145~230.
- (2) Liu, T. J., Hong, C. N. & Chen, K. C., 1988, *Polym. Eng. Sci.*, Vol. 28, p. 1517.
- (3) Hurez, P., Tanguy, P.A. & Blouin, D., 1993, *Polym. Eng. Sci.*, Vol. 33, p. 971.
- (4) Cheng, P. Y. & Jian, W. Y., 1987, *SPE ANTEC Tech. Papers*, Vol. 34, pp. 213~216.
- (5) Dooley, J., 1990, *SPE ANTEC Tech. Papers*, Vol. 36, pp. 168~171.
- (6) Pittman, J. F. T., Sander, R., Shuler, W., Pich, H., Martin, G. & Stanneck, W., 1995, *International Polymer Processing*, Vol. 10, pp. 137~147.
- (7) Na, S., 1998, "Modeling and Optimum shape Design of Polymer Extrusion die," Ph.D Thesis, KAIST, Korea
- (8) Gupta, R.K., 1994, *Flow and Rheology in Polymer Composites Manufacturing*, Ed. S.G. Advani, Elsevier, Amsterdam, pp. 9~11
- (9) Shenoy, A. V. & Saini, D. R., 1996, *Thermoplastic Melt Rheology and Processing*, Marcel Decker, Inc., New York.
- (10) Michaeli, W., 1984, *Extrusion dies*, Hanser Publishers, New York.
- (11) Suh, D., 1999, "Three Dimensional Flow Analysis in the Profile Extrusion Die Using Corss-Sectional Numerical Method," SNU, M.S. Thesis, Seoul, Korea.
- (12) Tim, A. O. & Menges, G., 1995, *Materials Science of Polymers for Engineers*, Hanser, New York.
- (13) Keith T. O'Brien, 1992, *Applications of computer modeling for extrusion and other continuous polymer processes*, Hanser publishers, New York.
- (14) Carreau, P. J., Agassant, J., Avenas, P. & Sergent, J., 1991, *Polymer processing*, Hanser, New York.
- (15) Shadid, J. N. & Eckert, E. R. G., 1992, *Int. J. Heat Mass transfer*, Vol. 35, pp. 2739~2749.
- (16) Guth, E. & Simba, R., 1936, *Kolloid-Zeitschrift*, Vol. 74, p. 266
- (17) S&E Product data, 2000, Personal Communication.
- (18) Partankar, S. V., 1980, *Numerical Heat Transfer and Fluid Flow*, Hemisphere, New York.
- (19) Kim, C. -J., 1998, *Introduction to Computational Fluid Dynamics*, MoonUnDang, Seoul, Korea
- (20) Kim, C. -J., 1999, "Finite Concept Method: A New Approach in the Numerical Heat Transfer and Fluid Flow," *Proc. KSME*, Vol. B, pp. 1~7.
- (21) Charles L. Turker III, 1989, *Fundamentals of Computer Modeling for Polymer Processing*, Hanser Publishers, New York.
- (22) Charbonneaux, T. G., 1991, *Polym.-plast. Technol. Eng.*, Vol. 30, p. 655.
- (23) Chermisinoff, N. P., 1990, *Encyclopedia of Fluid Mechanics*, Vol 9, Gulf Publishing Company, Huston.
- (24) Park, H. G., 2000, "On the Numerical Treatment of an Axisymmetric Flow in a Cartesian Coordinate System," M.S. Thesis, SNU, Seoul, Korea.