

광섬유 생산용 유리섬유 인출공정에 대한 복사 열전달 해석

김 경 진,¹ 김 동 주,² 곽 호 상*¹

RADIATIVE HEAT TRANSFER ANALYSIS OF GLASS FIBER DRAWING IN OPTICAL FIBER MANUFACTURING

K. Kim,¹ D. Kim² and H.S. Kwak*¹

In this study, the glass fiber drawing from a silica preform in the furnace for the optical fiber manufacturing process is numerically simulated by considering the radiative heating of cylindrically shaped preform. The one-dimensional governing equations of the mass, momentum, and energy conservation for the heated and softened preform are solved as a set of the boundary value problems along with the radiative transfer approximation between the muffle tube and the deformed preform shape, while the furnace heating is modeled by prescribing the temperature distribution of muffle tube. The temperature-dependent viscosity of silica plays an important role in formation of preform neck-down profile when the glass fiber is drawn at high speed. The calculated neck-down profile of preform and the draw tension are found to be reasonable and comparable to the actual results observed in the optical fiber industry. This paper also presents the effects of key operating parameters such as the muffle tube temperature distribution and the fiber drawing speed on the preform neck-down profile and the draw tension. Draw tension varies drastically even with the small change of furnace heating conditions such as maximum heating temperature and heating width, and the fine adjustment of furnace heating is required in order to maintain the appropriate draw tension of 100~200 g.

Key Words : 광섬유 제조(Optical Fiber Manufacturing), 유리섬유 인출(Glass Fiber Drawing), 실리카 모재(Silica Preform), 복사열전달(Radiative Heat Transfer), 전산유체역학(CFD)

1. 서 론

구리와 같은 금속선을 통한 전기적 신호 전달방식에 비하여 광신호 형태로 정보를 전달하는 광섬유는 신호전송에 따른 정보 손실이 매우 작으면서도 가볍고 유연성 및 안전성이 높아 통신분야를 비롯하여 광범위한 산업분야에 널리 적용되고 있다[1]. 여러 재질의 광섬유 중 가장 많이 쓰이는 실리카계 광섬유의 제조과정을 보면, 먼저 고순도 실리카 재질의 모재(preform)가 2000°C 정도의 고온으로 퍼니스 내에서 가열되어 연화된 후 125 μ m 지름의 매우 가는 유리섬유(glass fiber)가

인출이 된다. 이 유리섬유는 상온에 가깝게 냉각되어진 후 피복장치를 통과하면서 유리섬유 표면 보호 및 강도 보존의 목적으로 액상의 피복재가 이중으로 코팅되어지고, 자외선 조사를 이용하여 표면의 피복재가 경화되어 최종적으로 스펀에 감겨져 완성된다[2,3].

Fig. 1에는 앞서 언급된 실리카 모재로부터의 유리섬유 인출공정이 이루어지는 퍼니스(furnace)가 개략적으로 그려져 있다. 원봉형의 모재는 전기적으로 작동되는 흑연 히터로 실리카의 연화점까지 가열된 후 일정한 장력을 주어 밑에서 계속해서 당겨져 늘어나며 유리섬유가 인출된다. 유리섬유는 그 후 적정한 냉각을 통하여 다시 경화된다. 광섬유 제조현장에서는 대개 히터에 의한 직접적인 모재의 가열보다는 원통형의 머플튜브(muffle tube)를 모재와 히터 사이에 두는 간접적인 가열방식이 흔히 사용된다[4].

연화된 모재에서 유리섬유가 인출되는 과정에서 모재의 직

접수일: 2011년 2월 8일, 수정일: 2011년 3월 10일,

게재확정일 : 2011년 3월 11일.

1 정회원, 금오공과대학교 기계시스템공학과

2 정회원, 금오공과대학교 기계공학과

* Corresponding author, E-mail: hskwak@kumoh.ac.kr

경이 5~20 cm범위에서 유리섬유의 산업표준 직경인 125 μ m로 줄어들며 모재는 극심한 형상 변화를 겪는데, 이러한 모재 직경의 변화를 넥다운(neck down) 형상이라 한다.

고속의 인출속도에서 고품질의 광섬유를 생산하기 위해서는 많은 단계의 정밀공정이 요구된다. 이 중에서도 모재에서 인출되는 유리섬유의 품질이 광섬유의 최종적인 품질에 결정적인 영향을 미치게 되고, 유리섬유의 균일한 직경, 인장강도 및 광학적 성능은 모재의 넥다운 형상 및 인출장력에 의하여 큰 영향을 받게 된다[2,5]. 1980년대 이후 모재 넥다운 형상에 대한 여러 가지 방식의 수치적 해석이 시도된 바 있으나 당시의 낮은 인출속도를 기준으로 하였다[5-10]. 하지만 생산성에 직결되는 광섬유 인출속도가 계속 높아지며 현재 2000 m/min 정도에 이르러, 이러한 고속의 광섬유 인출공정에 걸맞은 퍼니스 내 유리섬유 인출기술을 개발하기 위한 노력이 필요하다.

본 연구에서는 퍼니스 내 복사열전달에 의한 모재 가열 및 유리섬유 인출에 있어서 넥다운 형상 예측을 위한 물리적 모델이 제시되었다. 또한, 퍼니스 내 가열 온도분포, 유리섬유 인출속도 등 여러 중요 공정인자가 넥다운 형상 및 인출장력에 야기하는 영향을 현재 광섬유 생산현장의 공정조건에 맞추어 수치해석적으로 분석하였다.

2. 수치해석 모델 및 방법

2.1 수치모델 및 지배방정식

실제 광섬유 생산현장에서 사용되는 퍼니스의 구조는 상당히 복잡하나 본 연구에서는 핵심적인 퍼니스 내 장치를 Fig. 1에서 보는 바와 같이 단순화하여 해석대상으로 삼았다. 또한 헬륨이나 아르곤 등과 같은 불활성 기체가 퍼니스 내부의 열전달 촉진이나 장치의 산화 방지를 위하여 사용되나, 복사열전달이 모재의 가열 및 연화, 그리고 모재 넥다운 형상의 형성에 지배적인 열전달 방식이기에 내부기체에 의한 대류열전달 효과는 무시하였다. 다만 유리섬유가 인출된 후에는 코팅 공정 전에 냉각이 필요함에 따라 내부기체의 역할이 중요해지나, 본 연구에서 다루는 모재 넥다운 형상 및 인출장력에는 큰 영향을 주지 못하므로 복사에 의한 모재 가열만을 고려하였다. 참고로 모재에 작용하는 중력장의 방향은 Fig. 1에 표시되어있는 바와 같이 유리섬유 인출방향과 동일하다.

연화되는 모재 및 인출되는 유리섬유의 속도장은 비압축성 정상유동으로 취급하였으며, 연화되더라도 실리카의 점도가 매우 큰 관계로 층류 유동으로 해석될 수 있다. 해석의 단순화를 위하여 반경 방향으로의 모재의 속도 및 온도의 변화를 무시하고 인출방향 쪽의 속도와 온도 변화만을 고려한다면 1차원적 해석이 가능하다. 이에 따라 모재의 인출방향 속도장

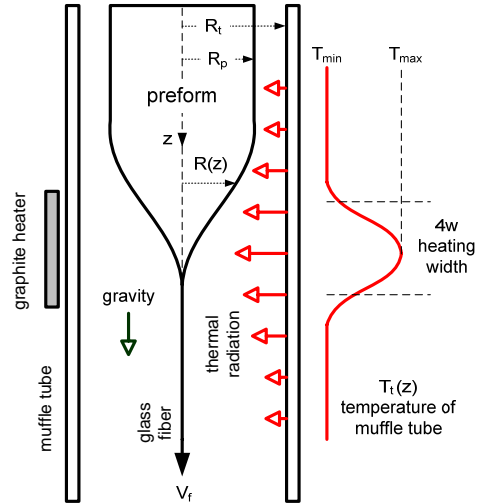


Fig. 1 Schematic diagram of glass fiber drawing from a heated silica preform in the furnace

및 온도장 해석을 위하여 다음과 같이 모재 및 인출 유리섬유에 대한 운동량방정식 및 에너지방정식이 성립되며, 이를 유리섬유 인출이 이루어지는 모재의 넥다운 형상을 해석할 지배방정식으로 사용하였다[5,10].

$$\rho \frac{d}{dz} (R^2 v^2) = \frac{d}{dz} (3R^2 \mu(T) \frac{dv}{dz}) + \rho g R^2 \quad (1)$$

$$\rho c(T) \frac{d}{dz} (R^2 v T) = \frac{d}{dz} (R^2 k(T) \frac{dT}{dz}) + 2R(q_t - \epsilon_p \sigma T^4) \quad (2)$$

여기서 ρ , μ , k , c 는 각각 실리카 모재의 질량밀도, 점도, 열전도도, 비열이며, ϵ_p 는 모재 표면의 방사율이다. 한편 g 와 σ 는 각각 중력가속도 및 Stefan-Boltzmann 상수이다. 위의 지배방정식에서 $R(z)$, $v(z)$ 및 $T(z)$ 는 변화하는 모재의 반경, 그리고 모재의 축방향 속도 및 온도로서 모두 유리섬유 인출방향과 일치하는 축방향 좌표 z 의 함수이다. 모재의 반경과 축방향 속도는 공정인자로 미리 주어질 인출 유리섬유의 목표 반경(R_f) 및 인출속도(V_f)에 따라 질량보존에 의한 다음의 관계를 가진다.

$$R(z) = R_f \sqrt{V_f / v(z)} \quad (3)$$

수직응력에 의한 모재의 신장이 고려된 식 (1)의 운동량방정식 오른쪽은 모재의 점성력 및 중력의 영향을 의미하며, 표면장력이나 기체유동과의 표면 전단력은 무시되었다. 식 (2)

의 에너지방정식에서 오른쪽의 첫째 항은 모재 내에서 축방향으로의 전도열전달, 그리고 둘째 항은 모재와 머플튜브 표면 간의 복사열전달 교환을 의미한다. 한편, q_t 는 모재 및 인출 유리섬유의 표면이 머플튜브 표면으로부터 받는 국지적 복사열전달량으로 머플튜브 표면에서의 온도분포 뿐만 아니라 모재의 넥다운 형상과 머플튜브 표면사이의 형상계수를 고려하여 다음과 같은 적분식으로 표현될 수 있다[5].

$$q_t(z) = \frac{2\epsilon_p(R_t - R)R_t}{[1 + (dR/dz)^2]^{1/2}} \times \int_0^L \frac{J_t(\xi)[-dR/dz(\xi - z) + (R_t - R)]}{[(\xi - z)^2 + (R_t - R)^2]^2} d\xi \quad (4)$$

위의 식에서 R_t 는 머플튜브의 반경이며, 흑연 재질의 머플튜브 표면을 흑체라 가정한다면, 머플튜브 표면에서 나오는 열방사량 J_t 를 Stefan-Boltzmann 법칙에 따라 다음과 같이 머플튜브 표면온도 $T_t(z)$ 로 간단히 처리할 수 있다.

$$J_t(z) = \sigma [T_t(z)]^4 \quad (5)$$

모재의 속도 및 온도 분포에 대한 축방향으로의 해석영역은 $z = 0 \sim L$ 로서 계산영역 양 끝단에 대한 운동량방정식의 경계조건은 다음과 같이 주어진다.

$$z = 0, v = V_p, R = R_p \quad (6)$$

$$z = L, v = V_f, R = R_f \quad (7)$$

모재의 시작부분에 주어지는 경계조건에 필요한 모재의 공급속도(V_p)는 넥다운 이전의 모재의 반경(R_p) 및 유리섬유 인출조건과의 질량보존 관계에 의하여 다음과 같이 계산된다.

$$V_p = V_f(R_f/R_p)^2 \quad (8)$$

다음으로 에너지방정식에 대한 경계조건은 계산영역의 길이를 충분히 크게 주었다는 전제하에 다음과 같이 주어진다.

$$z = 0, dT/dz = 0 \quad (9)$$

$$z = L, dT/dz = 0 \quad (10)$$

위의 경계조건은 계산영역의 양 끝단이 모재 넥다운 형상이 이루어지는 영역에서 충분히 멀어 모재 가열의 영향이 미미하여 온도의 변화가 무시할 만함을 의미한다.

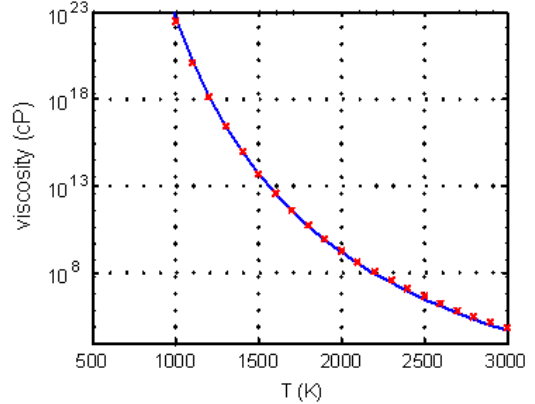


Fig. 2 Temperature dependent viscosity of fused silica for glass fiber drawing. Solid line represents Eq.(11) and the symbols are from Eq. (12)

2.2 실리카 모재 및 유리섬유 물성치

모재의 재료인 비결정질 퓨즈 실리카(fused silica)는 1600°C 정도에서 연화가 시작되며 온도가 증가함에 따라 매우 큰 점도의 변화를 보인다. 본 연구에서 사용되는 실리카 모재 및 인출 유리섬유의 점도는 온도의 함수로서 다음과 같은 근사식을 이용하였으며 단위는 Pa·s이다[10].

$$\mu(T) = 0.1 \exp(-14.368 + 61939.54/T) \quad (11)$$

타 연구[11]에서는 다음과 같은 약간 다른 형태의 근사식이 사용되었기도 하나, Fig. 2에서 보는 바와 같이 두 근사식 간에 큰 차이를 보이지 않는다.

$$\mu(T) = 10^7 \exp(32(1900/T - 1)) \quad (12)$$

실리카의 점도는 약간의 온도 상승에도 매우 큰 폭으로 떨어지게 되며, 모재 가열 및 이에 따른 점도 강하에 의한 점성력의 국부적 변화가 퍼니스 내 모재의 넥다운 형상을 가능케 한다. 한편, 실리카 모재의 투명도로 인하여 매질 내 복사에너지의 투과 및 흡수에 의한 복사열전달 현상이 일어나는데, 이를 Rosseland 근사모델에 근거하여 열전도도로 환산하였다[5,6,11].

$$k_r(T) = \frac{16n^2\sigma T^3}{3\gamma} = 1.54 \times 10^{-9} T^3 \quad (13)$$

위의 식에서 n 과 γ 는 각각 실리카의 굴절률(1.42) 및 평균흡수계수(4cm^{-1})이다. 이에 따라 모재 및 인출 유리섬유의 유

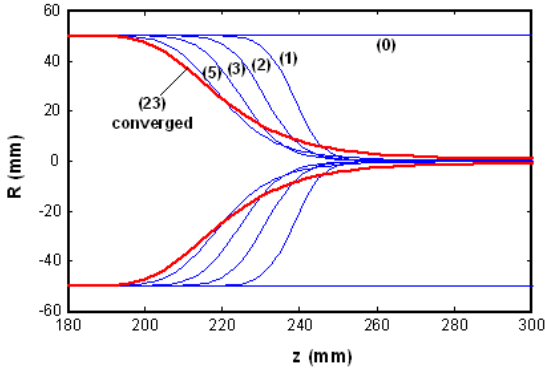


Fig. 3 Change of neck-down profile of preform during the iterative calculations for 1800 m/min of fiber drawing speed(base case). The number in parenthesis is the iteration number

효 열전도도는 전통적 의미의 열전도도($k_m=2.68\text{W/m}\cdot\text{K}$)와 앞서 설명된 Rosseland 열전도도의 합으로 계산되었다.

$$k(T) = k_m + k_r(T) \tag{14}$$

따라서 모재의 열전도도는 온도의 함수로서 낮은 온도에서는 복사 투과의 영향이 미미하나 실리카 모재가 연화될 정도의 높은 온도에서는 매우 큰 값을 가질 수 있다. 실리카 모재 및 인출 유리섬유의 비열 역시 온도의 함수로 다음에 주어질 식을 이용하였으며 단위는 $\text{J/kg}\cdot\text{K}$ 이다[12].

$$c(T) = 1350 [1 - \exp(0.11945 - 0.003T)] \tag{15}$$

실리카 모재 및 인출 유리섬유 표면의 방사율은 다음과 같이 해당 위치의 모재 또는 유리섬유의 반경에 의한 함수로 주어졌다[12].

$$\epsilon_p(z) = 0.885 [1 - \exp(-960R(z))] \tag{16}$$

마지막으로 실리카 모재의 질량밀도(ρ)는 2200kg/m^3 으로 일정하게 주어졌다.

2.3 해석방법

앞서 언급된 바와 같이 머플튜브 밖에 원통형상의 흑연 히터가 존재하여 히터에서 발생하는 주울열은 머플튜브를 거쳐 모재에 전달되어 모재를 연화시키나, 여기서는 이 과정을 생략하고 머플튜브 표면상의 온도분포 $T_t(z)$ 를 입력값으로 주었다. 이 온도분포의 모사는 다음의 식과 같은 가우스 분포를

이용하였다.

$$\frac{T_t(z) - T_{\min}}{T_{\max} - T_{\min}} = \exp\left[-\frac{(z - z_{\max})^2}{2w^2}\right] \tag{17}$$

이러한 머플튜브의 온도분포를 결정하는 인자가 되는 최대 온도(T_{\max}) 및 온도분포폭($4w$)의 변화가 모재의 넥다운 형상 및 유리섬유 인출장력에 미치는 영향을 해석하였다.

지배방정식 (1)과 (2)는 연립 미분방정식인 경계값 문제에 되는데, 에너지방정식의 복사열전달 항과 온도 및 모재 형상의 함수가 되는 모재의 각종 물성치에 따라 두 방정식이 비선형성적 관계로 연결된다. 먼저 지배방정식 계산에 앞서 모재 형상 $R(z)$ 에 대한 초기추정치가 주어지며, 이에 따라 위의 두 지배방정식은 주어진 경계조건 (6), (7), (9), (10)과 함께 MATLAB의 경계값 문제 풀이 함수인 BVP4C를 이용하여 수치해가 구해진다. 각 반복계산에서 모재 넥다운 형상이 수정된 후 다시 지배방정식의 풀이가 진행되는데, 반복계산 중 인출장력에 대한 상대오차가 일정한 값(10^{-5})에 이를 때 수치해가 수렴하였다고 보았다.

인출되는 유리섬유에 작용하는 인출장력이 모재 넥다운 형상 및 속도분포에 의하여 다음과 같이 계산된다[7,9].

$$F_T = 3\pi\mu R^2 \frac{dv}{dz} + \pi\rho \int_z^L R^2 v \frac{dv}{dz} dz - \pi\rho g \int_z^L R^2 dz \tag{18}$$

위의 인출장력 계산식에서 오른쪽의 항들은 각각 점성력, 관성력, 중력에 의한 성분을 나타내는데, 대체적으로 점성력에 의한 장력 성분이 지배적이다.

3. 해석 결과 및 토론

앞서 설명된 퍼니스 내 모재 넥다운 형상 해석에서 다음과 같은 기본 공정조건이 주어졌다. 연화되기 전 모재의 반경(R_p)은 5cm이며 머플튜브의 반경(R_t)은 6.15cm로 주어졌다. 모재에서 인출되어 냉각으로 경화되었을 때의 유리섬유의 반경(R_f)은 $62.5\mu\text{m}$ 이다. 유리섬유 인출속도(V_f)는 그 영향이 해석될 주요 공정인자로 현재 국내외 광섬유 생산현장의 개략적 인출속도인 1800m/min 또는 30m/s의 값이 기본값으로 이용되었다.

다음으로 퍼니스 가열조건과 연관된 머플튜브의 온도분포에 대하여 T_{\max} 와 T_{\min} 은 각각 2500K 및 500K, 그리고 온

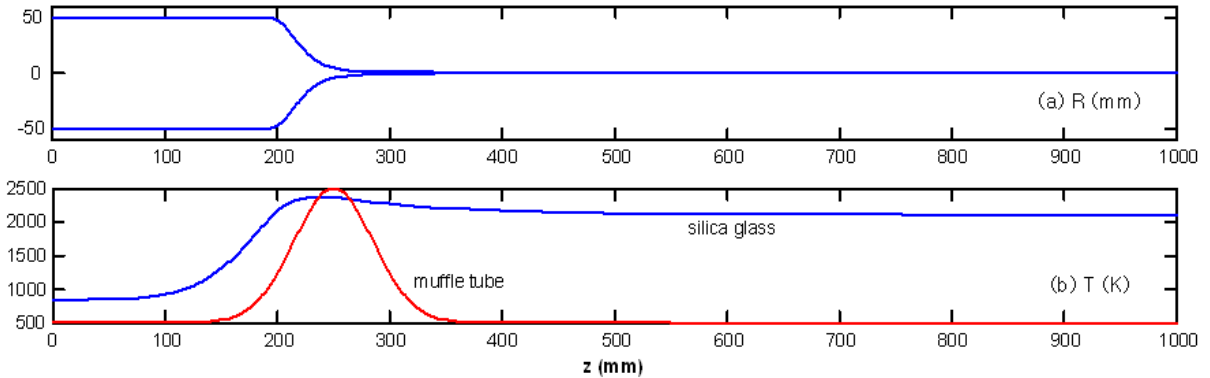


Fig. 4 Neck-down profile (a) and temperature (b) of silica preform and glass fiber with the given muffle tube temperature profile for 1800 m/min of fiber drawing speed (base case)

도분포폭(4w)은 14cm로 주어졌다. 축방향 계산영역의 길이는 1000mm로 주었는데, 흑연 히터에 의한 대체적인 가열범위가 200mm 이내라는 점을 감안하면 계산영역의 길이는 충분하다고 사료된다. 이 영역에서 머플튜브 온도분포의 최대값이 위치하는 지점은 $z_{max}=250$ mm이다. 계산영역 내 격자간격이 일정하도록 주었으며 격자수는 1001개인데, 격자수를 증가시키도 수립된 계산결과가 차이가 나지 않음을 확인하였다.

Fig. 3은 이렇게 주어진 기본 공정인자에 대한 수치계산에서 각 반복계산 간의 모재 넥다운 형상 변화를 통하여 수치해 수립과정을 보여준다. 이 도표에서 (0)으로 표기된 초기추정 넥다운 형상은 연화 전 모재의 반경을 이용하여 일정 직경의 원봉 형상으로 간단히 주어졌음에도 수치해가 넥다운 형상으로 수립하는데 문제가 없었다. 기본경우의 계산에는 주어진 수립조건을 만족하는데 23번의 반복계산이 필요하였으며, 일반 PC의 MATLAB 상에서 5분 이내의 계산시간이 소요되었다. 위와 같이 계산되어진 1800m/min 인출속도의 기본경우에 대한 해석 결과가 Fig. 4와 5에 나타나 있다. 먼저 모재의 넥다운 형상 및 모재 온도분포가 계산 전체영역 ($z=0 \sim L$)에서 Fig. 4에 보여진다. 모재의 넥다운 형상은 약 200~300mm 영역에서 예상되어진 모양을 갖추고 발생함을 Fig. 4(a)에서 볼 수 있다. 이 경우에 대하여 앞서 설명된 인출장력은 1.64N 또는 167g으로 계산되어, 실제 광섬유 생산현장에서 측정되는 인출장력 값인 100~200g 정도와 유사한 결과가 나왔다. 참고로 유리섬유 인출장력이 너무 낮으면 유리섬유의 팽팽함이 유지되지 못하여 흔들림이 발생할 수 있으며, 반대로 인출장력이 너무 높으면 광섬유 생산 중 단선의 이유가 되기에 100g 대의 적당한 인출장력을 유지시키는 것이 필요하며, 인출장력이 부적당하면 생산되는 광섬유의 광학적, 기계적 성질에도 문제가 생긴다고 알려져 있다[13,14].

Fig. 4(b)에는 계산된 모재의 온도분포가 공정인자로 주어

진 머플튜브의 온도분포와 비교되어 있다. 모재의 최대온도 및 그 위치는 2371K와 240mm로서 머플튜브의 최대온도보다 130K 정도 낮게 그리고 약간 더 앞선 위치에서 모재의 최대온도가 나왔다. 모재의 온도가 급격히 상승하여 그 온도가 퓨즈 실리카의 용융점인 2000K 정도에 이르는 200mm 인근에서 본격적인 넥다운 형상이 시작됨을 볼 수 있다.

다음으로 유리섬유 인출에 결정적인 역할을 하는 여러 공정인자의 영향을 분석하였다. 먼저 다른 공정인자를 고정된 채로 머플튜브의 최대온도를 변화시켰으며 모재의 넥다운 형상, 인출장력, 그리고 모재의 최대온도에 미치는 영향이 Fig. 5와 6에 나타나 있다. 실제 상황과 비교하여 본다면 흑연 히터의 길이를 일정하게 놓고 히터에 전력량을 조절하여 히터의 가열온도를 높이는 경우로 볼 수 있다. 가열온도가 높아질수록 모재의 최대온도는 거의 선형적으로 상승함을 보이는데, 머플튜브의 최대온도가 600K 상승함에 모재의 온도는 500K 가까이 상승하여 가열온도 상승이 모재의 온도 상승에 거의 전이됨을 알 수 있다. 또한, 가열온도의 상승으로 모재의 국부적 점도가 감소하며 모재의 넥다운 형상은 좀 더 일찍 시작되며 형상의 길이도 늘어나게 된다.

인출장력에 대한 영향을 보면 그 값이 가열온도의 변화에 매우 민감하게 변하는 경향을 보인다. 고정된 1800m/min의 인출속도에서 인출장력이 100~200g 정도가 나오려면 머플튜브의 최대온도가 2500±50K 정도가 되어야 해서, 히터 온도의 정밀한 제어가 필요함을 알 수 있다.

Fig. 7과 8은 흑연 히터의 길이를 조정하는 경우를 상정하여 머플튜브 온도분포폭을 조정할 때의 영향을 보여주는데 최대온도를 조정하는 경우와 비슷한 양상이 나타난다. 머플튜브의 최대온도를 고정하고 그 온도폭을 늘리면 모재의 최대온도를 비롯하여 전체적인 모재 온도의 상승으로 이어지게 된다. 이에 따라 모재의 넥다운 형상은 일찍 형성이 되고 그

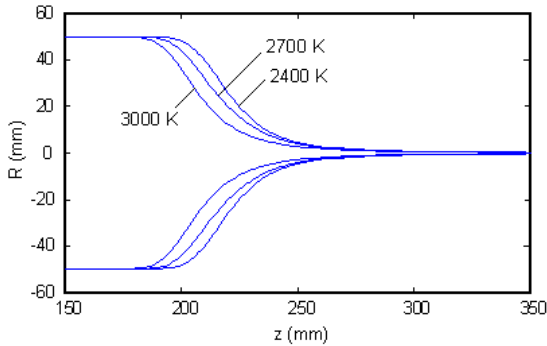


Fig. 5 Effect of the maximum temperature of muffle tube (T_{max}) on the neck-down profile of heated preform ($V_f = 1800$ m/min, $4w = 14$ cm)

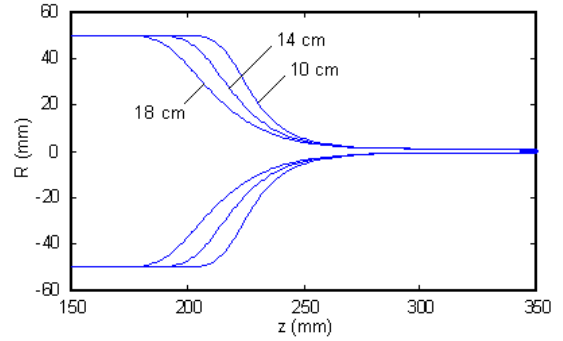


Fig. 7 Effect of the heating width of muffle tube ($4w$) on the neck-down profile of heated preform ($V_f = 1800$ m/min, $T_{max} = 2500$ K)

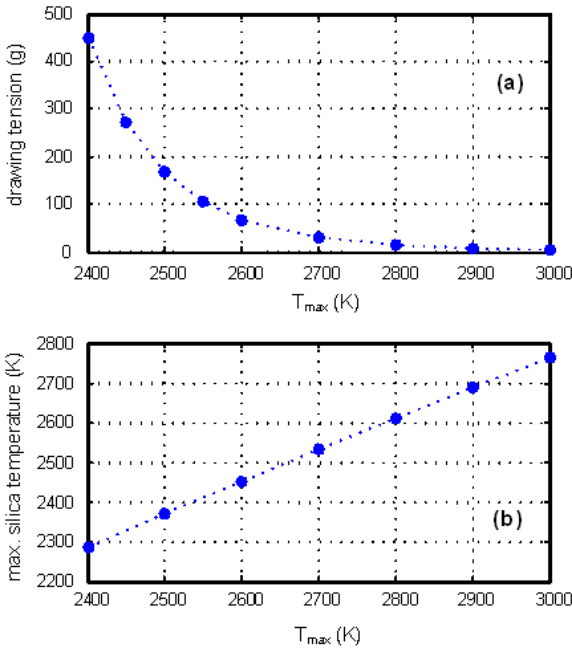


Fig. 6 Effect of the maximum temperature of muffle tube (T_{max}) on the drawing tension (a) and maximum temperature of preform (b) ($V_f = 1800$ m/min, $4w = 14$ cm)

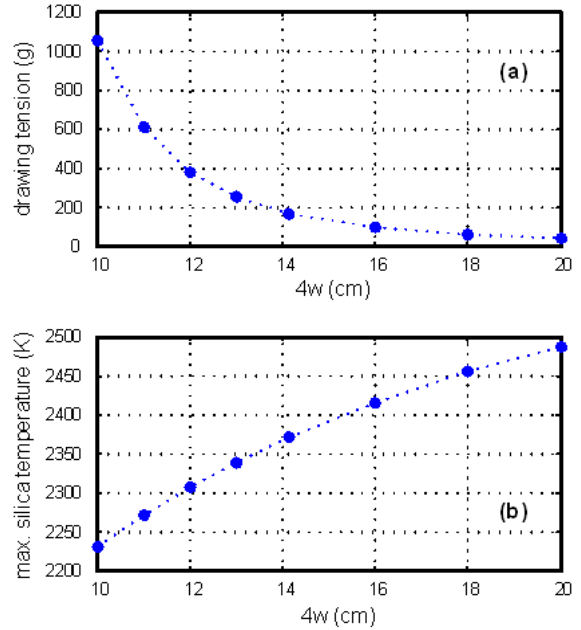


Fig. 8 Effect of the heating width of muffle tube ($4w$) on the drawing tension (a) and maximum temperature of preform (b) ($V_f = 1800$ m/min, $T_{max} = 2500$ K)

형상이 길게 늘어짐을 보인다. 만약 광섬유 제조공정의 생산성을 고려하여 모재의 직경을 늘리려 한다면 당연히 히터의 전력공급량을 늘여야 할 필요가 있다. 이럴 때 히터의 길이가 일정하다면 히터 및 머플튜브의 온도 상승으로 이어지게 되는데, 흑연 재질의 히터나 머플튜브의 온도가 지나치게 상승한다면 해당 장치의 표면에서의 오염 입자가 대폭 발생하거나 표면 산화 등의 문제점이 생길 소지가 있다. 이에 대한 해결책으로 히터 길이를 조정하여 모재를 상대적으로 낮은 가

열온도로 더 넓은 범위에서 연화시켜 유리섬유를 인출하는 것이 권장할 방법으로 보인다.

마지막으로 Fig. 9와 10에서는 모재 가열조건이 동일할 때 유리섬유 인출속도를 60m/min의 저속에서부터 2400m/min의 고속까지 높일 경우에 대한 해석결과가 나타나 있다. 인출속도가 높아질수록 모재의 넥다운 형상이 늦추어짐이 보이긴 하지만, 인출속도가 60m/min으로 매우 낮은 때를 제외한다면 그 속도가 어느 정도 높아지면 넥다운 형상이 크게 변하지

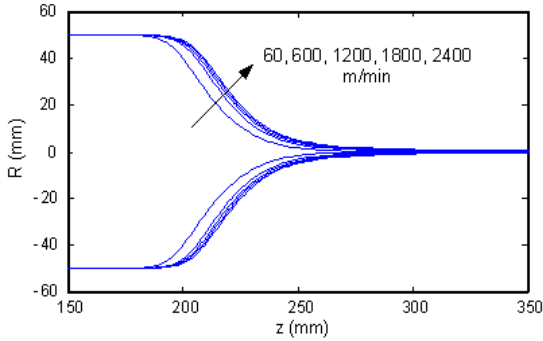


Fig. 9 Effect of the fiber drawing speed (V_f) on the neck-down profile of heated preform ($T_{max} = 2500$ K, $4w = 14$ cm)

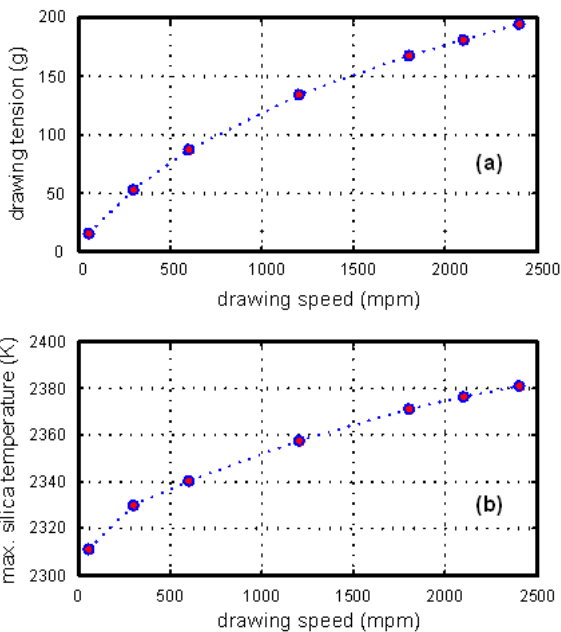


Fig. 10 Effect of the fiber drawing speed (V_f) on the drawing tension (a) and maximum temperature of preform (b) ($T_{max} = 2500$ K, $4w = 14$ cm)

않음을 보여준다. 그리고 인출속도가 높아지면서 모재의 최대 온도가 약간씩 상승하는데 이는 모재 넥다운 형상이 조금씩 으로나마 하류로 이동하며 머플튜브 최대온도 지점에 다가감에 따른 것으로 보인다. 하지만 모재의 온도가 상승하여도 인출속도가 높아지면서 그에 따른 영향이 인출장력에 더 큰 영향을 미치게 되며 인출장력이 늘어나게 된다. 따라서 인출속도를 올릴 때 동일한 인출장력을 유지하기 위하여 모재 가열 강도를 높여주어야 할 필요가 있으며, 앞서 설명된 바와 같이 히터의 온도나 길이를 정밀하게 조정하는 방법으로 퍼니스에 투입되는 전력공급량을 늘려주어야 한다.

4. 결 론

본 연구에서는 광섬유 생산과정의 일부가 되는 유리섬유 인출공정을 다루었으며, 퍼니스의 머플튜브 내에서 국부적으로 가열되어 연화되는 실리카 모재에서 유리섬유가 인출되는 현상이 모재의 운동량 및 에너지방정식, 그리고 머플튜브와 모재의 넥다운 형상이 고려된 복사열전달 등이 포함된 1차원적 모델링을 통하여 해석되었다. 해석에는 온도에 따라 크게 변하는 실리카의 점도가 모재 넥다운 형상에 중요 역할을 하며, 그 외에도 온도의 함수가 되는 여러 물성치가 해석에 이용되었다.

현재 광섬유 생산현장의 공정조건에 해당하는 공정인자가 고려된 계산에서 실제 상황과 유사한 모재의 넥다운 형상과 유리섬유에 작용하는 인출장력이 계산되었다. 퍼니스의 히터를 모사한 머플튜브의 온도분포에서 가열 최고온도 및 온도 폭의 변화에 따라 모재의 넥다운 형상과 인출장력이 매우 민감한 변화를 나타냄을 보였다. 또한, 상승하는 인출속도의 영향도 분석하였으며, 높아지는 인출속도에 따라 적정 인출장력을 유지하는 방안이 제시되었다.

후 기

본 연구는 금오공과대학교 학술연구비에 의하여 연구된 논문이다.

참고문헌

- [1] 1996, Hiroshi, M., *Handbook of Optical Fibers and Cables*, Marcel Dekker, Inc., New York.
- [2] 1997, Makinen, M., "A Test Facility for Enhanced Fiber Drawing Process Development," in Harmer, A.L. (ed.), *Communications Cabling*, IOP Press, pp.65-71.
- [3] 2011, Kim, K., Kwak, H.S., Park, S.H., and Lee, Y.S., "Theoretical Prediction on Double-Layer Coating in Wet-on-Wet Optical Fiber Coating Process," *Journal of Coatings Technology and Research*, Vol.8, No.1, pp.35-44.
- [4] 1989, Imoto, K., Sumi, M., Toda, G., and Suganuma, T., "Optical Fiber Drawing Method with Gas Flow Controlling System," *Journal of Lightwave Technology*, Vol.7, No.1, pp.115-121.
- [5] 1999, Paek, U.C., "Free Drawing and Polymer Coating of Silica Glass Optical Fibers," *Journal of Heat Transfer*, Vol.121, No.4, pp.774-788.

- [6] 1997, Lee, S.H.K. and Jaluria, Y., "Simulation of the Transport Processes in the Neck-Down Region of a Furnace Drawn Optical Fiber," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol.40, No.4, pp.843-856.
- [7] 1998, Choudhury, S.R. and Jaluria, Y., "Practical Aspects in the Drawing of an Optical Fiber," *Journal of Materials Research*, Vol.13, No.2, pp.483-493.
- [8] 2000, Yin, Z. and Jaluria, Y., "Neck Down and Thermally Induced Defects in High-Speed Optical Fiber Drawing," *Journal of Heat Transfer*, Vol.122, No.2, pp.351-362.
- [9] 2005, Cheng, X. and Jaluria, Y., "Optimization of a Thermal Manufacturing Process: Drawing of Optical Fibers," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol.48, No.17, pp.3560-3573.
- [10] 2006, Lee, K.-M., Wei, Z., Zhou, Z., and Hong, S.-P., "Computational Thermal Models for Design of a Modern Fiber Draw Process," *IEEE Transactions on Automation Science and Engineering*, Vol.3, No.1, pp.108-118.
- [11] 2004, Lyytikäinen, K.J., "Control of Complex Structural Geometry in Optical Fibre Drawing," Ph.D Dissertation, University of Sydney.
- [12] 2004, Wei, Z., "Thermo-Fluid Modeling and Robust Control of Modern Optical Fiber Drawing Processes," Ph.D Dissertation, Georgia Institute of Technology.
- [13] 1988, Paek, U.C. and Schroeder, C.M., "Fiber Drawing from 7.5 cm Diameter Preform at High Speed," Optical Fiber Communication Conference, New Orleans, LA.
- [14] 2004, Davis, M.K., Fajardo, J.C., Kohnke, G.E., and Qi, G., "Making a Glass Optical Fiber with a Grating Thereon," U.S. Patent No. US6829911B2.