

삭마 및 내부 열분해를 고려한 로켓노즐 탄소계 내열재의 2차원 열해석

황기영* · 강윤구*

Two-dimensional Thermal Analysis for Carbonaceous Thermal Liner of Rocket Nozzle with Ablation and In-depth Pyrolysis

K. Y. Hwang* · Y. G. Kang*

ABSTRACT

This paper describes the thermal analysis which can calculate the ablation depth and temperature distribution of the rocket nozzle liner allowing geometry change caused by the ablation of nozzle liner. In this analysis, Zvyagin's model is used for surface ablation and Yaroslavtseva's model for in-depth pyrolysis. A deforming finite-element grid is used to account for external-boundary movement due to the erosion of thermal liner. The accuracy of the present numerical method is evaluated with a rocket nozzle liner and the numerical solutions are favorably agreed with experimental data. The temporal variations of temperature and ablation depth at the thermal liner of another rocket nozzle are numerically simulated and the results are discussed. Special emphasis is given to the effects of kinetic constants for carbon-carbon and carbon-phenolic composites on the ablation depth of thermal liner.

초 목

본 논문은 노즐내열재의 삭마로 인해 야기된 형상변화를 고려하면서 로켓노즐 내열재의 삭마량 및 온도분포를 해석하는 열반응해석에 대해 기술하였다. 열반응 해석에서 표면 삭마는 Zvyagin의 모델을, 내부 열분해는 Yaroslavtseva의 모델을 사용하였다. 노즐 내열재의 형상변화로 인한 경계면 이동을 고려하기 위하여 변형가능한 유한요소 격자를 사용하였다. 본 수치해석기법의 타당성을 입증하기 위해 로켓 노즐내열재에 대해 열해석을 수행하였으며, 그 결과 수치해는 실험결과와 잘 일치함을 보였다. 노즐내열재에서의 시간에 따른 온도변화 및 삭마량을 계산하고 고찰하였으며 또한 탄소/탄소 내열재 및 탄소/페놀릭 내열재의 열반응상수가 노즐내열재의 삭마량에 미치는 영향에 대해서 검토하였다.

* 국방과학연구소 (Agency for Defense Development)

1. 서 론

로켓노즐은 로켓 연소실에서 생성된 연소가스를 팽창시켜 운동에너지를 효율적으로 변환시킴으로써 비행체에 추력을 공급하는 기능을 담당하며, 노즐설계의 목적은 제한된 외면모양(envelop), 무게 및 비용 조건하에서 사거리 및 적재량을 최대화할 수 있도록 연소가스의 팽창을 조정하는데 있다.^{1,2)} 극심한 고온, 고압 환경에 노출되는 로켓노즐은 유입되는 많은 열을 효과적으로 차단하여 노즐의 공력형상을 최대한 유지하면서 구조물의 온도상승을 일정수준 이하로 제한할 목적으로 보통 삭마성 내열재를 사용한다.^{3,4)}

삭마성 내열재는 연소가스로부터 전달되는 열에 의해 매우 복잡한 거동을 하게 되며, 이때의 열반응을 재료 내부에서의 반응과 재료 표면에서의 반응으로 나누어 일반적으로 해석한다. 연소가스로부터 내열재로 전달된 열은, 페놀수지를 함침한 내열재의 경우, 수지를 열분해시키면서 여러 종류의 탄화수소물을 생성하고, 이 분해가스는 재료 표면에서 배기가스 유동장으로 분출되면서 재료로 유입되는 열전달을 감소시키는 효과를 나타낸다. 한편 표면에 가까운 열분해층은 그 반응이 점차 활성화되고 마침내 다공성의 단단한 탄소 잔류물인 숯층을 형성하게 된다. 숯층의 형성량은 고분자 구조내의 탄소와 수소의 비율, 교차결합(cross-linking)의 정도, 고분자 구조내의 비대칭성과 방향성, 숯층을 통과하는 휘발분의 양 등에 따라 달라진다. 이와 같은 내부 열반응 과정을 단순화 하면 다음과 같이 표현할 수 있다.



한편 숯층으로 변한 내열재 표면은 연소가스와 화학반응에 의한 질량전달, 유동경계층의 전단력에 의한 표면 용융층의 이탈, 고온에서의 내열재 승화, 열응력에 의한 국부적인 파손 등에 의해 삭마된다.

본 논문에서는 고체 로켓노즐의 삭마 냉각과 관련하여 탄소계 내열재가 겪는 표면 삭마 및 내부 열분해 과정에 대한 모델링과 이와 같은 현상을 수반하는 2차원 열전달 문제의 해석에 대해 기술하였

다. 이를 위하여 표면 삭마는 Zvyagin의 모델^{5,6)}을, 내부 열분해는 Yaroslavtseva의 모델⁷⁾을 사용하였으며, 또한 수치해석을 위하여 변형가능 격자를 사용한 유한요소법을 적용하여 경계면 이동을 고려하였다. 본 수치해의 타당성 검토를 위해 시험용 모타노즐에 대해 삭마두께 및 온도분포를 구한 후 연소시험 결과와 비교하였다. 또한 노즐목삽입재로 탄소/탄소 내열재를 적용한 고체로켓 내삽노즐(submerged nozzle)을 해석모델로 택하여 열전달 해석을 수행하고 해석결과를 분석하였다. 아울러 노즐의 표면산화반응에 대한 열반응상수 변화가 탄소/탄소 내열재 및 탄소/페놀릭 내열재의 삭마량에 미치는 영향을 고찰하였다.

2. 내열재 열반응 모델링

2.1 삭마 모델링

탄소계 내열재의 삭마과정은 카이네틱 모드, 확산 모드 및 승화 모드로 구분되며 이는 노즐벽면온도(T_w)와 연소가스의 특성에 의해 결정된다.⁸⁾ Fig. 1은 탄소/탄소 내열재에 대한 온도별 질량삭마율(mass ablation rate)을 나타내며, $T_w \leq 1600\text{K}$ 에서는 카이네틱 영역으로써 삭마율은 재료표면에서의

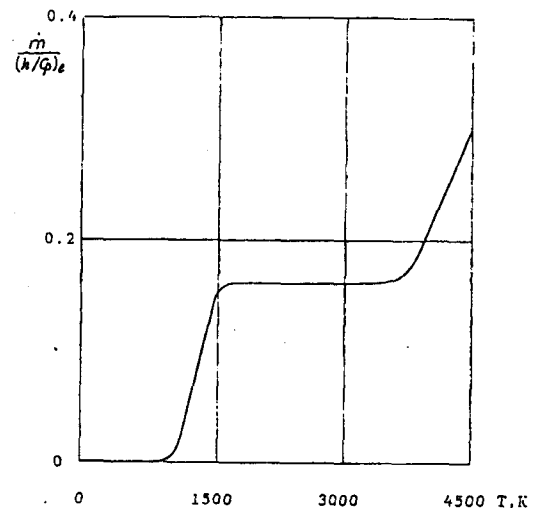
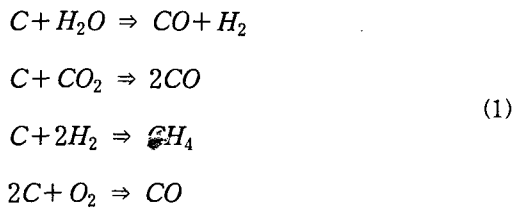


Fig. 1. Mass-ablation rate versus temperature for carbon-carbon composites.

화학반응에 의해 결정되며 온도에 크게 의존한다. $T_w \approx 1600 \sim 3500\text{K}$ 온도구간에서는 확산 영역으로써 삭마율은 경계층과 재료표면사이 산화제 확산에 의해 결정되며, 이 온도 영역에서는 화학반응이 매우 빨리 일어나므로 삭마율은 재료표면온도에 상관없이 일정하다. $T_w \geq 3500\text{K}$ 온도에서는 승화 영역으로써 삭마율은 탄소의 승화에 의해 결정되며, 고체로켓모타의 경우 승화는 미소하므로 거의 무시된다.

탄소계 내열재의 표면층에 존재하는 탄소는 고체로켓의 연소생성물과 화학반응을 하게 되며 그 반응은 다음과 같다.



고체로켓의 경우 연소생성물내에 O_2 의 몰분율은 1% 이하로서 무시할 정도로 적고 또한 고체로켓 연소가스의 정체온도는 보통 $3000 \sim 3500\text{K}$ 인데 반해 H_2 는 매우 높은 온도($T_w > 4000\text{K}$)에서 반응을 하므로 연소생성물내에 존재하는 CO_2 및 H_2O 와 노즐벽면의 C 사이의 화학반응이 지배적인 역할을 한다.

탄소계 내열재 표면의 삭마현상을 정량적으로 묘사하기 위하여 Zvyagin 등이 제시한 삭마이론을 사용하며 이는 다음과 같다.

내열재료 표면의 수직방향 이동율, 즉 삭마율 V_n 은 다음과 같이 표시된다.

$$V_n = \frac{\dot{m}}{K\rho} \quad (2)$$

여기서 ρ 는 재료의 초기 밀도이며, K 는 Coke 수로서 고체잔류량(solid residue)의 질량분율 즉, 연소 전,후의 재료의 밀도비이다. 연소가스의 산화제와 화학반응으로 손실된 탄소 질량을 \dot{m} 은 다음 식으로 계산된다.

$$\dot{m} = \left(\frac{h}{c_p} \right)_w \frac{B_C}{(1 - \eta_m)} \quad (3)$$

여기서 c_p 는 연소가스의 정압비열이며, h 는 대류 열전달계수이고 B_C 는 벽면에서 온도증가에 따른 탄소의 산화를 고려한 무차원 삭마속도이다. 그리고 η_m 은 가열된 재료표면의 기계적 깨어짐(spalling) 현상을 고려하는 보정계수로서 재료의 총 삭마율(기계적, 화학적)중에서 기계적 마모에 의한 삭마율이 차지하는 비율이며, 노즐재료, 노즐형상, 연소가스 응축입자(Al_2O_3) 등에 따라 변화한다.

재료 표면에서의 무차원 삭마속도(B_C)는 경계층을 가로질러 재료 표면으로 이동하는 산화제의 확산율과 표면에서의 화학반응에 의해 결정되며, 연소가스의 확산관계식과 1차 반응식의 Arrhenius 형태의 표면 삭마식을 연립으로 풀면 다음과 같은 삭마속도 관계식을 구할 수 있다.

$$B_C = \frac{M_\Omega - \left[\left(\frac{M_C}{M_0} \right) \Omega + 1 \right]}{2 \left(\frac{M_C}{M_0} \right) \Omega} \quad (4)$$

여기서

$$M_\Omega = \sqrt{\left[\left(\frac{M_C}{M_0} \right) \Omega + 1 \right]^2 + 4B_m \left(\frac{M_C}{M_0} \right) \Omega} \quad (5)$$

$$B_m = M_C \left(\frac{C_{H_2O}}{M_{H_2O}} + \frac{C_{CO_2}}{M_{CO_2}} \right)$$

$$\Omega = \left(\frac{h}{c_p} \right)_w \left(\frac{T_w}{P_w} \right) \frac{1}{1.465K_0} \exp\left(\frac{E_0}{RT_w} \right) \quad (6)$$

M_0 , M_C , M_{H_2O} 및 M_{CO_2} 는 각각 노즐내의 연소가스 혼합물, 탄소, H_2O , CO_2 의 분자질량(molecular mass, Kg/Kmol)이다. C_{H_2O} 및 C_{CO_2} 는 각각 노즐내 연소가스중의 H_2O 와 CO_2 의 질량분율(mass fraction, Kmol/m³)으로써 $C_{H_2O} = (\chi_{H_2O} \cdot M_{H_2O})/M_0$ 로 표시되며, 여기서 χ_{H_2O} 는

연소가스중의 H₂O 물분율이다. E₀ 및 K₀는 각각 탄소와 연소가스의 반응에 대한 Arrhenius 형태의 식에서 활성화에너지(activation energy) 및 비례상수(pre-exponential factor)이다.

상기 식(4)에서 B_C는 온도가 상승할수록 연소가스의 산화포텐셜(oxidizing potential) B_m에 점진적으로 접근하게 되어 카이네틱 영역에서 확산 영역으로 이동하게 됨을 알 수 있다.

2.2 내부 열분해 모델링

강화섬유에 페놀수지가 함침된 복합재 즉, 탄소/페놀릭 내열재의 경우에는 삭마과정이 탄소/탄소 내열재와는 달리 삭마가 발생하기전에 페놀이 숯(char)으로 변하여 어느정도 숯표면을 형성한 후에 숯표면에 삭마가 진행하고 점차 숯층이 내부로 진행하게 된다. 삭마성 고분자가 가열되면 표면온도가 상승하여 표면물질의 중발이 일어난다. 이때 최초의 휘발물은 보통 수분과 용매, 저분자량의 고분자등이다. 이들은 표면온도의 상승을 상당히 감소시키는 것으로 알려져 있다. 표면온도가 더 상승되면 고분자의 열적교반 현상이 더욱 심해져서 고분자 주사슬에 붙어있는 결사슬을 분해시키고 결국은 주사슬의 화학결합까지 와해시킨다. 이때 결사슬의 분해속도가 주사슬의 분해속도보다 크면 대부분의 사슬구조가 탄소로 남게 되어 숯층을 형성하고 삭마과정이 진행됨에 따라 점차 숯층의 두께가 증가하게 된다. 이 다공성인 숯은 단열역할을 하게 되며, 원재료가 숯으로 변하면서 방출되는 분해가스의 흐름에 의해서 냉각이 된다. Fig. 2는 숯을 형성하는 삭마성 내열재의 단면구조 및 온도분포를 보여준다.

본 연구에서는 내부열원 계산시 수지 분해에 대한 모델은 Yaroslavtseva 등이 제시한 모델을 사용하며 다음과 같이 표시된다.

$$q_v = \rho_0 Q_j \frac{\partial w_j}{\partial t} \tag{7}$$

여기서 Q_j 및 w_j는 각각 수지의 분해열량, 질량분율이다.

분해과정에서

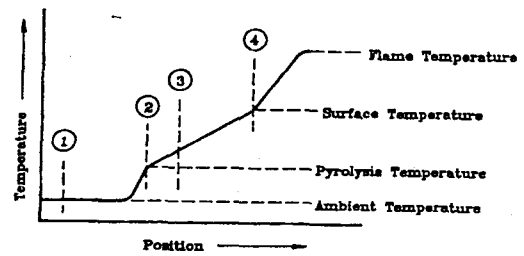
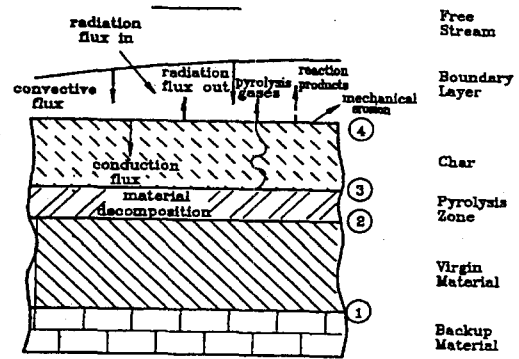


Fig. 2. Schematic description and temperature distribution for char-forming ablative thermal liner.

$$\begin{aligned} \frac{\partial w_j}{\partial t} &= -K_j w_j \\ &= -\left[K_{0j} \exp\left(-\frac{E_j}{RT}\right) + \frac{A}{1/T - 1/T_{fb} + a} \right] \cdot w_j \end{aligned} \tag{8}$$

이다. 여기서 K_{0j} 및 E_j는 각각 열분해 반응의 비례상수, 활성화에너지이며, T_{fb}는 분해과정이 종료되는 온도이다.

3. 열전달방정식 및 수치해석기법

비정상 열전도에 대한 열전달방정식은 내부 열원이 있는 경우에는 다음과 같이 표시된다.

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla \cdot (K \nabla T) + q_v \tag{9}$$

여기서 ρ 및 c_p 는 각각 내열재의 밀도, 비열이며, K 는 열전도계수 텐서, 그리고 q_w 는 내부 열원으로 써 재료내 수지가 반응하는데 사용되는 열량이다.

경계면에서 에너지 균형식은 다음과 같이 표시되며, 좌측항은 열전도에 의한 열량이고, 우측항은 각각 대류에 의한 열량, 복사에 의한 열량, 벽면에서 화학반응으로 인해 흡수된 열량이다.

$$\begin{aligned} n(K \nabla T) &= h(T_r - T_w) \\ &+ \epsilon \sigma (T_o^4 - T_w^4) \\ &- \rho V_n Q_s \end{aligned} \quad (10)$$

여기서 n 은 경계면에 수직 방향의 단위벡터, T_r 은 단열벽면 온도이며, Q_s 는 노즐벽면과 연소가스의 화학적 반응에 의한 열적효과로서 이는 온도의 함수이며 탄소계 내열재의 경우 $(2958 - 0.1625 T_w) \cdot 4187 \text{ J/Kg}$ 으로 표시된다.⁹⁾

상기 열전달방정식을 풀기 위하여 유한요소법을 사용하였으며, 이를 유한요소 격자의 절점에서 미지의 온도 T 에 대한 상미분방정식으로 나타내면 다음과 같다.¹⁰⁾

유한요소 e 에서 식(9)의 근사해는 아래와 같은 형태로 쓸 수 있다.

$$T_e = [N^e] \{T^e\} \quad (11)$$

여기서 $\{N^e\}$ 는 가중함수의 행벡터이며, $e = 1, 2, \dots, E$ 는 요소의 번호이다.

식(9)의 미분방정식에 가중함수 $[N^e]^T$ 를 곱하고 체적 V 에 대해 적분한 후 Gauss 이론을 적용하여 정리하면 다음과 같이 표시된다.

$$\begin{aligned} &\int_V [N^e]^T \rho c_e \frac{\partial T_e}{\partial t} dV \\ &+ \int_V \nabla [N^e]^T K_e \nabla T_e dV \\ &= \int_S [N^e]^T n (K_e \nabla T_e) dS \\ &+ \int_V [N^e]^T q_w^e dV \end{aligned} \quad (12)$$

경계조건 식(10)은 아래 식으로 다시 쓸 수 있다.

$$n(K_e \nabla T_e) = q_w^e \quad (13)$$

여기서

$$\begin{aligned} q_w^e &= h_e(T_r^e - T_e) + \epsilon_e \sigma (T_o^4 - T_e^4) \\ &- (\rho V_n Q_s)^e \end{aligned} \quad (14)$$

식(11)과 식(13)을 식(12)에 대입하면 다음과 같은 상미분방정식을 얻을 수 있다.

$$[C] \{\dot{T}\} + [\wedge] \{T\} = \{F\} \quad (15)$$

여기서

$$\begin{aligned} [C] &= \sum_{e=1}^E \rho_e c_e \int_V [N^e]^T [M] dV \\ [\wedge] &= \sum_{e=1}^E \left[\int_V (K_e \nabla [N^e]) \nabla [N^e]^T dV \right] \\ \{F\} &= \sum_{e=1}^E \left[q_w^e \int_V [N^e]^T dV \right. \\ &\quad \left. + q_w^e \int_S [N^e]^T dS \right] \end{aligned} \quad (16)$$

식(15)을 implicit 형태의 유한차분식으로 표시하면 다음과 같다.

$$[C_K] \frac{\{T_{K+1}\} - \{T_K\}}{\Delta t_K} + [\wedge_K] \{T_{K+1}\} = \{F_K\} \quad (17)$$

여기서 하첨자 K 및 $K+1$ 은 각각 시간 t_K , t_{K+1} 에 대응되는 값을 의미한다.

극심한 열하중을 받는 로켓노즐 내열재를 열해석할 때에는 삭마로 인한 표면 형상변화를 고려하여야 한다. 노즐표면의 이동을 고려하여 유한요소법으로 로켓노즐 내부의 온도분포를 계산할 때 고정 격자 또는 이동 격자를 사용하게 되며 본 연구에서는 절점 좌표점이 계산과정 동안에 이동하게 되는 변형가

능한 유한요소격자를 사용하였다. 따라서 해석영역의 요소 및 절점의 수량은 계산과정 동안에 일정하지만 절점의 좌표값은 변화하게 된다.

본 수치해석 프로그램에서는 매 시간단계마다 벽면에서 열유속 계산, 노즐벽면(이동경계면) 삭마(이동)량 계산, 내부 요소격자 재생성 및 모든 격자에서 온도 계산을 순차적으로 수행하게 된다. 또한 연소가스 및 내열재의 열적 물성치는 온도의 함수로, 연소 압력은 시간의 함수로 고려한다.

4. 열반응 해석 및 결과 고찰

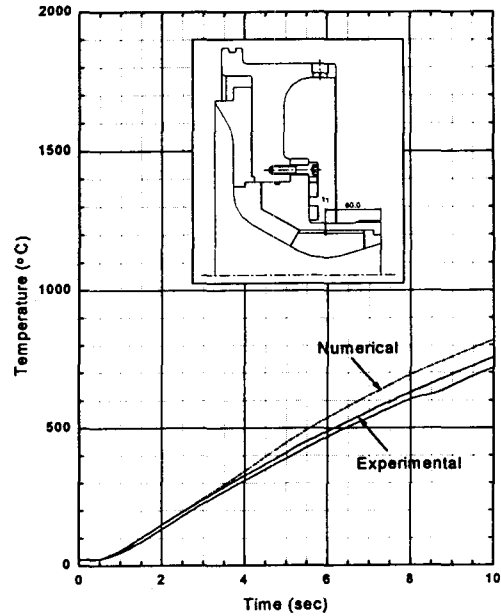
4.1 수치해의 타당성 검토

본 수치해석기법을 이용한 삭마해석결과와 타당성 검토를 위하여 비교할만한 실험결과가 존재하는 고체로켓의 외삽노즐을 해석모델로 택하였다. 로켓모타의 연소시간은 10초, 노즐목 직경은 37.8mm, 연소실 압력은 1,000psia 이며, 노즐목삽입재는 다결정 흑연(ATJ)이고 노즐목삽입재에 인접한 내열재는 탄소/페놀릭 내열재이다.

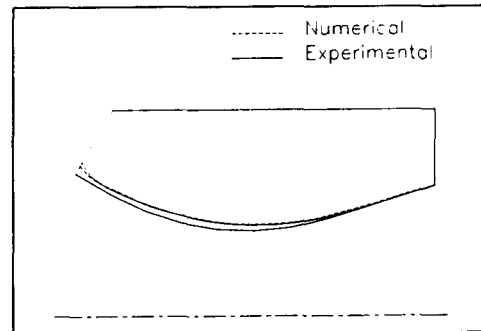
Fig. 3(a)는 노즐목삽입재 배면의 T1 위치(두께 27mm)에서 시간에 따른 온도변화를 보여주고 있으며 수치해는 실험치(왼쪽방향으로 180° 간격으로 2개소 측정)와 비교시 4초 이전까지는 비슷하지만 그 이후에는 점차 차이를 보이기 시작하여 10초(연소종료)에는 약 10% 정도 높은 값을 나타내었다. 이는 재료 열적물성치 불확실성, 실험오차 등에 기인된 것으로 추정된다. Fig. 3(b)에서는 노즐목삽입재의 삭마형상을 나타내며 수치해는 전반적으로 실험치와 비슷한 삭마형상을 나타냄을 볼 수 있다.

4.2 노즐내열재의 열해석

본 연구에서 노즐내열재의 열해석을 위해 택한 해석모델은 Fig. 4와 같이 내삽노즐이며, 노즐유입부 및 노즐목 부근에는 열구조적 안정성을 유지하기 위해 탄소/탄소 내열재이고 다른 부위에는 탄소/페놀릭, 규소/페놀릭 및 유리/페놀릭 내열재로 구성되어 있다. 노즐목과 노즐출구의 직경은 각각 120mm, 325.86mm 이며 연소실 평균압력은 6.9MPa 이다. 본 해석모델의 유한요소형상은 Fig. 5와 같으며,



(a) Temperature at location T1



(b) Ablation contour

Fig. 3. Comparison of calculated results with experimental ones for nozzle insert.

며, 유한요소의 절점수 및 요소수는 각각 392개, 344개이다. 그림에서 node 61, 66, 69, 85번은 각각 표면 node 11, 16, 19, 35번 으로부터 6.6, 8.2, 9.5, 7.9mm 떨어진 내부 절점을 나타낸다.

Fig. 6은 연소시간 10초, 15초, 20초에서 노즐내열재 단면에서 유한요소격자 및 삭마 형상을 나타내며, 시간이 지남에 따라 삭마로 인해 노즐벽면이 이동하였음에도 불구하고 유한요소의 형상은 적절히

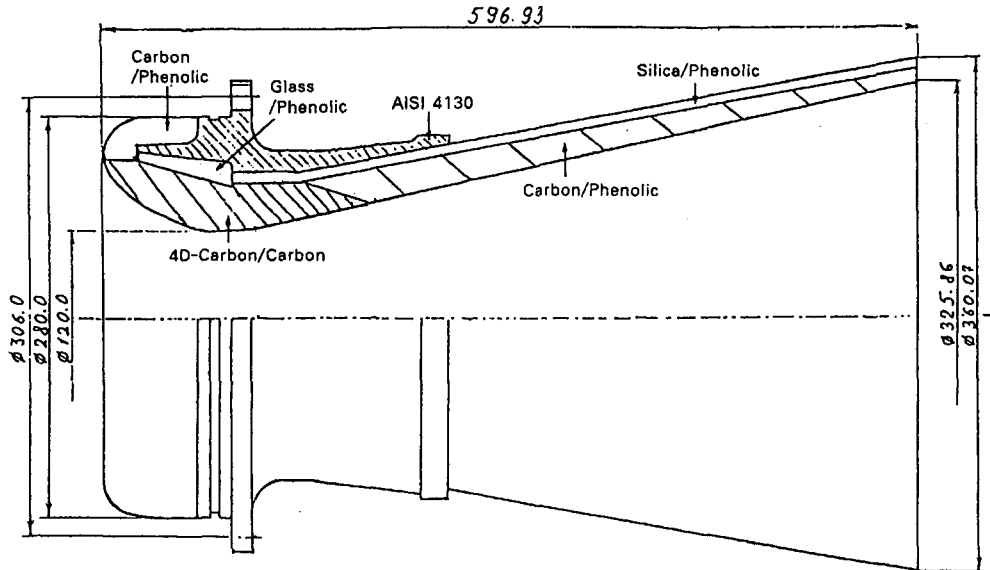


Fig. 4. Configuration and materials of the submerged nozzle.

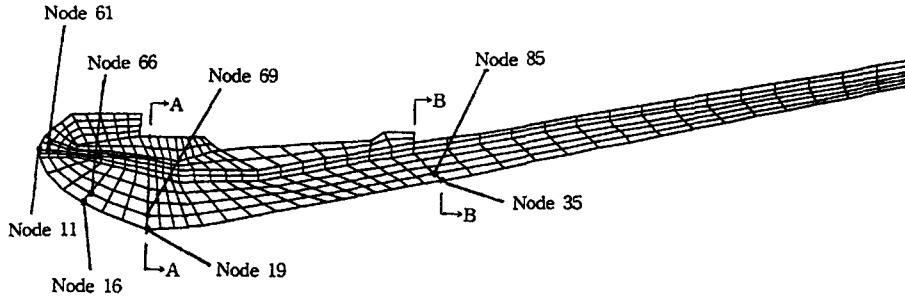


Fig. 5. Finite-element mesh of nozzle liner.

재생성되었음을 볼 수 있다. Fig. 7에서는 노즐내열재 표면의 4개 위치, 즉 node 11, 16, 19, 35번에서 시간에 따른 온도변화를 나타내며, 약 1초 이내에 급격하게 온도가 상승하다가 그 이후에는 탄소/탄소 내열재의 경우 온도가 미소하게 계속 증가하지만 탄소/페놀릭 내열재는 페놀수지의 열분해(pyrolysis)로 인해 3초 이후에 온도가 오히려 미소하게 감소하는 경향을 보여주고 있다. Fig. 8에서는 노즐내열재 내부 절점, 즉 node 61, 66, 69, 85번에서 시간에 따른 온도변화를 나타내며 탄소/탄소 내열재를 사용한 노즐목 부근인 node 66,69번에서 재료 열전도계

수가 크므로 온도가 높게 유지됨을 볼 수 있다.

Fig. 9와 Fig. 10은 각각 A-A 단면 및 B-B 단면에서 온도분포를 나타낸다. A-A 단면의 경우 노즐목삽입재(R= 60-98mm)에서는 열전도계수가 커서 온도변화가 완만하고 노즐목삽입재(탄소/탄소 내열재)와 단열재(유리/페놀릭 내열재)사이의 경계면(R=98 mm)은 20초에서 1667K이며 단열재 내부(R=98-111mm)에서는 온도가 급격히 감소하여 20초에서 단열재 배면은 초기온도 300K를 유지하였다. 따라서 단열재의 열분해 온도는 673K 이므로 단열재 영역에서 약 4mm 정도는 숯(char)이 됨을 예상

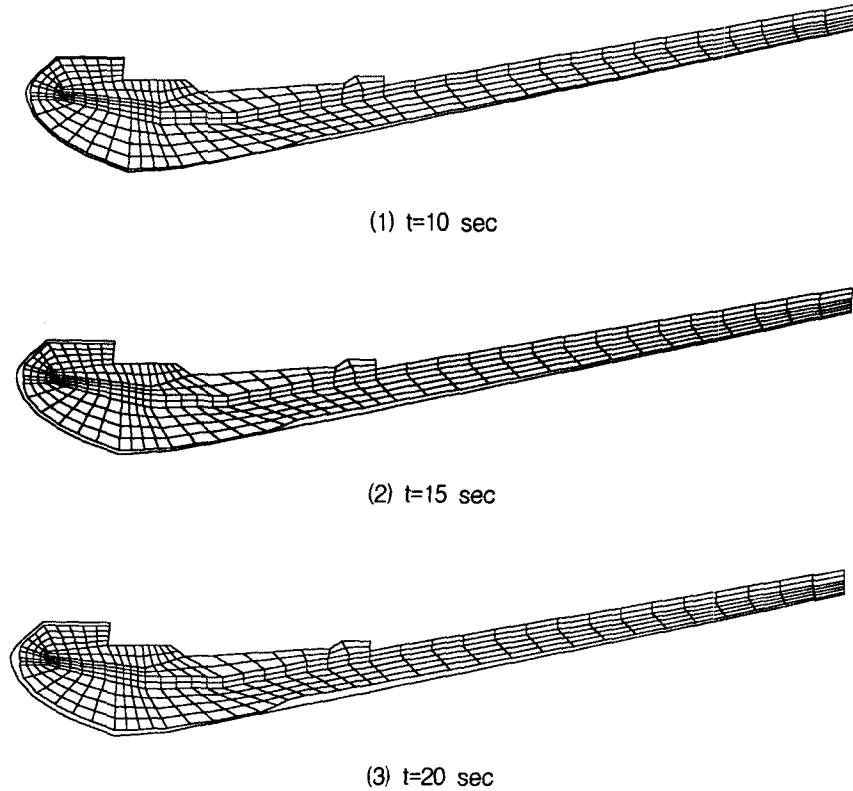


Fig. 6. Moving meshes and ablation contours at three different times.

할 수 있다. 그러나 Fig. 10의 경우에는 노즐내열재가 탄소/페놀릭 내열재이기 때문에 탄소/탄소 내열재 보다 열전도계수가 상대적으로 작아서 노즐벽면에서 내열재 내부로 갈수록 온도가 급격하게 감소됨을 볼 수 있다.

4.3 열반응 상수의 영향

Fig. 11 - Fig. 14는 탄소/탄소 내열재와 탄소/페놀릭 내열재의 표면산화반응에 대한 열반응상수, 즉 Arrhenius 형태의 식에서 비례상수 및 활성화에너지가 노즐벽면의 삭마량에 미치는 영향을 도시하고 있다. Fig. 11 및 Fig. 12는 비례상수와 삭마량의 관계를 재료별로 보여주며 비례상수가 증가할수록 삭마량이 증가하는 경향을 보인다. 비례상수 값은 탄소/탄소 내열재의 경우 100×10^3 m/s 이상에서, 탄소/페놀릭 내열재의 경우 10×10^5 m/s 이

상에서 삭마량에 미치는 영향의 증가 추세가 둔화된다. 본 연구에서 사용된 탄소/탄소 내열재의 비례상수는 1.6×10^3 m/s 로서 증가 추세가 큰 영역에, 탄소/페놀릭 내열재의 경우 7×10^5 m/s 로서 증가 추세가 작은 영역에 있음을 알 수 있다.

Fig. 13과 Fig. 14는 활성화에너지와 삭마량의 관계를 재료별로 보여주며 활성화에너지가 증가할수록 삭마량이 감소하는 경향을 보인다. 탄소/탄소 내열재의 경우 $0.5 - 2.5 \times 10^5$ KJ/Kmol, 탄소/페놀릭 내열재의 경우 $2 - 3.5 \times 10^5$ KJ/Kmol 범위 밖에서는 활성화에너지가 삭마량에 미치는 영향의 감소 추세가 둔화된다. 본 연구에서 사용된 활성화에너지는 1.7×10^5 KJ/Kmol 로서 탄소/탄소 내열재의 경우 감소 추세가 큰 영역에, 탄소/페놀릭 내열재의 경우 감소 추세가 작은 영역에 있음을 알 수 있다.

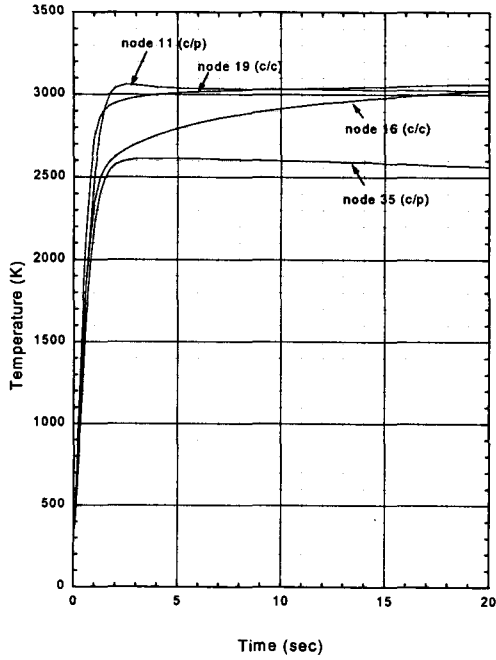


Fig. 7. Variation of temperature with time at 4 different locations of nozzle surface.

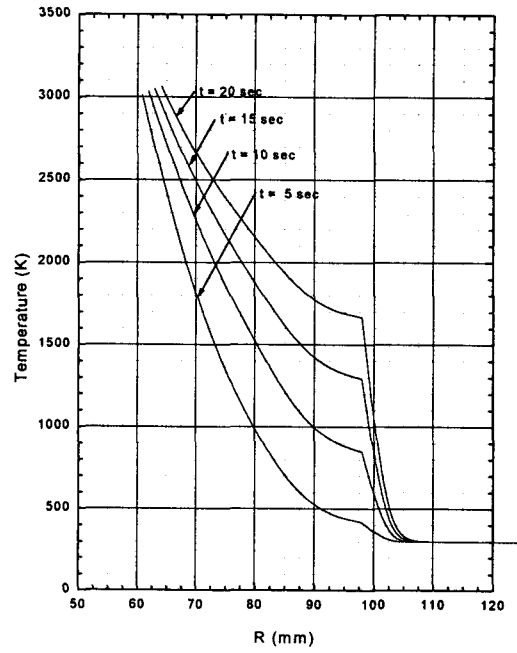


Fig. 9. Time history of temperature on the cross section A-A of nozzle liner.

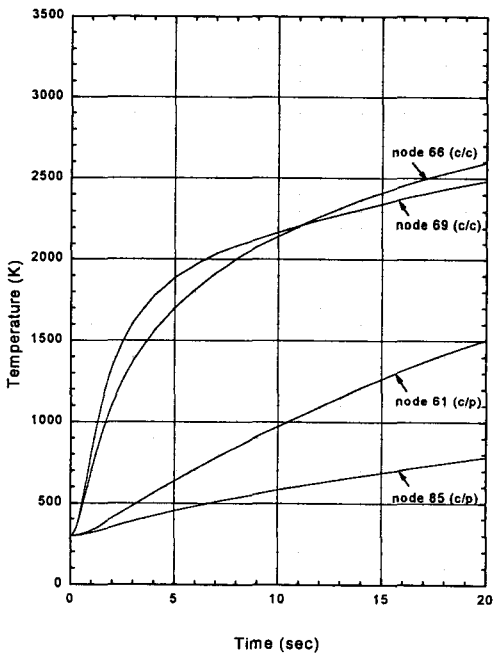


Fig. 8. Variation of temperature with time at 4 different locations adjacent to a nozzle surface.

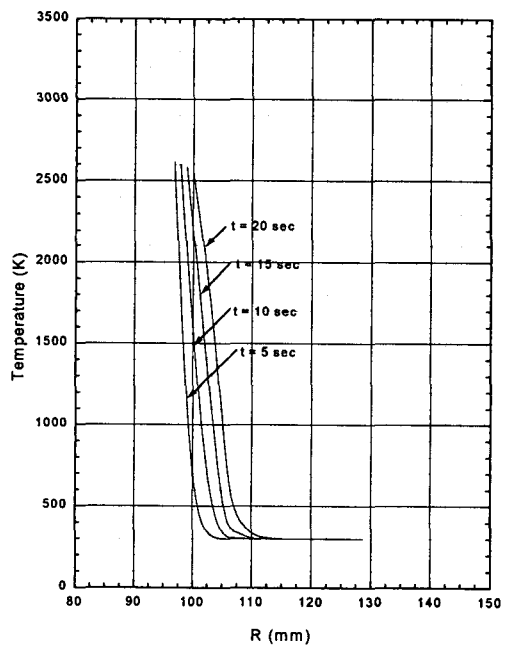


Fig. 10. Time history of temperature on the cross section B-B of nozzle liner.

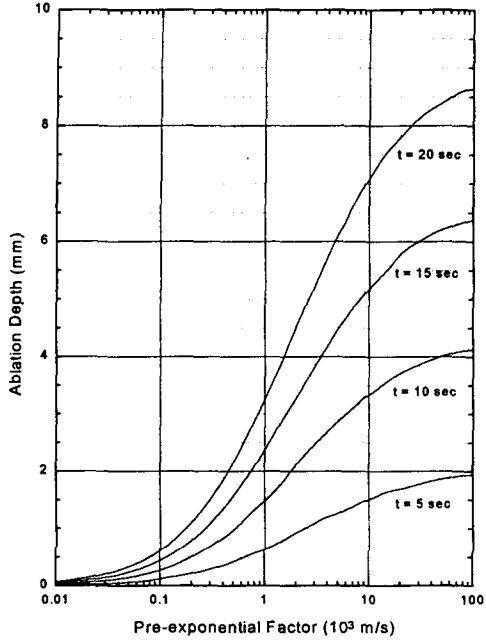


Fig. 11. Time history of ablation depth on the pre-exponential factor of carbon-carbon composites at node 19.

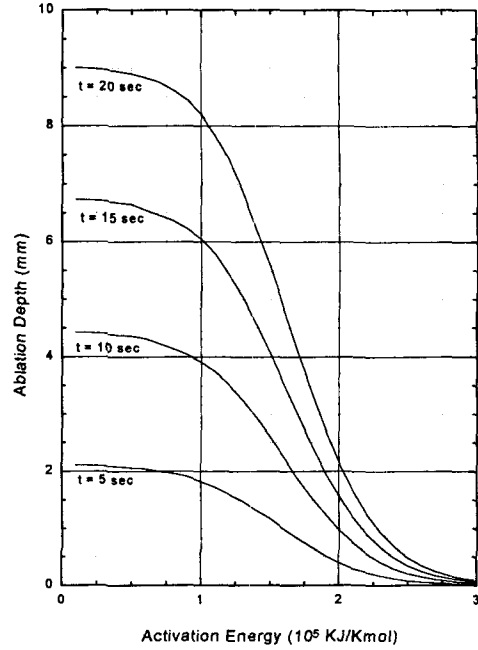


Fig. 13. Time history of ablation depth on the activation energy of carbon-carbon composites at node 19.

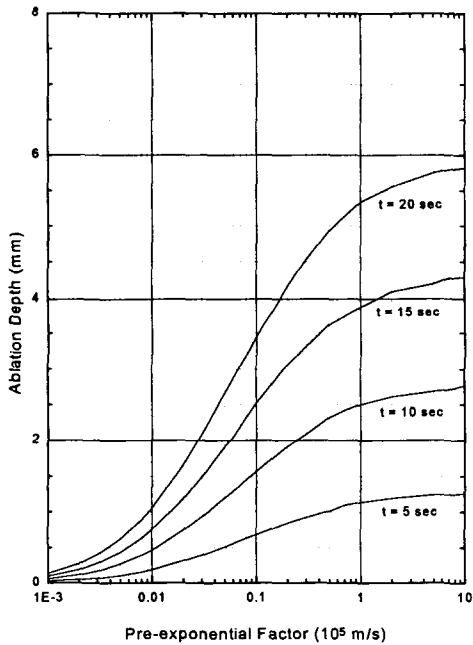


Fig. 12. Time history of ablation depth on the pre-exponential factor of carbon-phenolic composites at node 35.

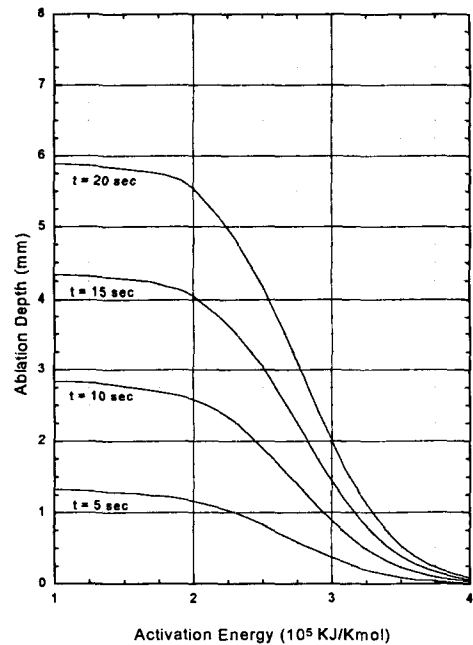


Fig. 14. Time history of ablation depth on the activation energy of carbon-phenolic composites at node 35.

5. 결 론

본 논문에서는 고체 로켓노즐의 삭마 냉각과 관련된 탄소계 내열재가 겪는 표면 삭마 및 내부 열분해 과정에 대한 모델링과 이와 같은 현상을 수반하는 2차원 열전달 문제의 해석에 관해 기술하였다. 아울러 여러가지 내열재로 구성된 로켓노즐에 대해 2차원 열해석을 수행하고 노즐내열재의 삭마량 및 온도특성을 조사하였으며 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 본 열해석으로 구한 노즐내열재의 삭마 및 온도 분포는 지상연소시험 결과와 잘 일치하였으며, 또한 여러개 내열재로 구성된 내삽 및 외삽노즐에 대해서 안정된 수치해를 얻을 수 있었다.
- (2) 연소가스에 접하는 노즐벽면에서는 약 1초 이내에 급격하게 온도가 상승하다가 3초 이후에 탄소/탄소 내열재의 경우 온도가 미소하게 증가하지만 탄소/페놀릭 내열재는 페놀수지의 열분해로 미소하게 감소하는 경향을 보였다. 노즐목 삽입재에서는 열전도율이 커서 다른 내열재보다 온도가 대체로 높게 유지되었으며 이로 인해 노즐목삽입재와 접하는 유리-페놀릭 내열재에서는 일부 영역이 열분해 온도 이상으로 온도가 올라가서 숯이 형성 됨을 볼 수 있었다.
- (3) 내열재의 표면산화반응에 대한 열반응상수, 즉 Arrhenius 형태의 식에서 비례상수 및 활성화 에너지는 일정한 범위의 값에서 노즐 삭마량에 크게 영향을 미치었으며, 비례상수는 증가할수록, 활성화에너지는 감소할수록 삭마량이 증가하는 경향을 보였다.

참 고 문 헌

1. D. Reydelle, "Design Methods in Solid Rocket Motors", AD-A199356, 1988.
2. G.P. Sutton, "Rocket Propulsion Elements, An Introduction to the Engineering of Rockets", John Wiley & Sons, Inc. 1992.
3. H. Ziebland and R.C. Parkinson, "Heat Transfer in Rocket Engines", AGARD-AG-148-71, 1971.
4. W. Douglass, J.H. Collins, R.A. Ellis and R.B. Keller, "Solid Rocket Motor Nozzles, Space Vehicle Design Criteria (Chemical Propulsion)," NASA-SP-8115, 1975.
5. V.I. Boyarintsev and Yu.V. Zvyagin, "Turbulent Boundary Layer on Reacting Graphite Surface", 5th Int. Heat Transfer Conference, Tokyo, 1974.
6. V.I. Boyarintsev and Yu.V. Zvyagin, "Fracture Studies of Carbon-Graphite Materials at High Temperature " High Temperature Thermophysics, Vol.13, No.5, 1975.
7. A.A. Polyakov, A.G. Tsitsin and T.P. Yaroslavtseva, "Mathematical Modeling of Non-steady Temperature Field in Multi-layer Construction with Calculation of Ablation and Kinetics of Thermal Decomposition", High Temperature Thermophysics, Vol.29, No.4, pp.132~137, 1991.
8. A.A. Shishkov, S.D. Panin and B.V. Rumiantsev, "Working Processes in Solid Propellant Rocket Engines," Mashinostroyenie Publishing House, Moscow, 1989.
9. A.M. Gubertov, V.V. Mironov, Yu.M. Kochetov, N.N. Volkov, L.I. Volkova, I.N. Gurina, N.A. Davydenko and L.A. Dombrovsky, "Development of Nozzle Unit Heat Protection", NIITP, 1995.
10. O.C. Zienkiewicz and K. Morgan, "Finite Elements and Approximation", John Wiley & Sons, Inc. 1983.