

석탄가스화기 내화재 온도분포 및 열손실 해석

이진욱 · 윤용승 · 안달홍*

고등기술연구원 에너지/환경연구실

*전력연구원 수화력발전연구실

Analyses for Temperature Profile and Heat Loss Calculation in the Refractory of Coal Gasifier

Jin Wook Lee, Yongseung Yun and Dal Hong Ahn*

Energy & Environmental Technology Laboratory, Institute for Advanced Engineering
Yongin P.O. Box 25, Yongin-shi, Kyonggi-do, 449-820

*Power Generation Research Laboratory, Korea Electric Power Research Institute
103-16, Munji-dong, Yusung-ku, Taejon, 305-380

요 약

여러 종류의 내화재로 구성된 석탄가스화기에서의 온도분포 및 열손실량을 구하기 위한 전산해석을 수행하였다. 석탄가스화기 내화재 설계를 위한 적절한 방법론을 제안하기 위하여 1차원 이론적 해석, 2차원 전도열전달 해석 및 3차원 대류-전도 복합열전달 해석 등 세가지 방법론으로 해석을 각각 수행하였다. 해석 결과들은 석탄가스화기 실험 결과와 정성적 및 정량적으로 잘 일치하는 것으로 나타났다. 결과의 정확성, 수치해석 상의 수렴성 및 계산시간 등을 종합적으로 고려해 볼 때, 전산해석에 핵심 경계조건인 가스화기 내벽의 온도를 적절히 설정할 수 있는 경우에는 2차원 전도열전달 해석이 공학적 설계에 적용하기 알맞은 방법론으로 판단되었다. 전산해석 결과에 의하면, 현재 실험이 진행중인 하루 3톤 처리 용량급의 석탄가스화기에서의 총 열손실량은 설계치 운전 기준으로 약 1% 정도인 것으로 판별되었다.

Abstract—Numerical analyses for temperature profiles and heat loss calculation in the coal gasifier that is consisted of several kinds of refractory have been carried out. In order to decide proper methodology for engineering design, one dimensional theoretical analysis and two dimensional conduction analysis in addition to the three dimensional conjugate heat transfer analysis have been carried out. Results of the numerical analyses were consistent with experimental data in quantity as well as in quality. Considering the accuracy of solution, numerical convergence and calculation time, analysis results exhibit that two dimensional conduction analysis is fairly good approach for engineering design. However, appropriate temperature profile at the inner refractory wall, which is essential as a boundary condition for numerical analysis, should be given. Numerical solutions show that the total heat loss from 3 ton/day-class coal gasifier is about 1% of the design thermal input.

1. 서 론

석탄가스화 복합발전(Integrated Gasification Combined Cycle, 이하 IGCC) 시스템은 현재의 미분탄 발전 방식에 비하여 발전효율은 5~10% 이상 높고, SO_x 및 NO_x를 각각 90% 및 75% 이상 감소시킬 수 있는 새로운 석탄 화력발전 방식이다^{1,2)}. 또한 분진도 95% 이상 감소시

킬 수 있으며, 대부분 건회(dry ash)가 아닌 용융회(slag) 형태로 제거하므로 2차 공해물질 생성을 억제할 수 있는 시스템이다. 이와 같이 IGCC 시스템은 환경친화적 이면서도 발전효율이 높은 특성으로 인하여, 전세계적으로 차세대 미분탄 발전방식으로 주목받고 있는 기술이다. 국내에서도 최근에는 IGCC 기술에 대한 관심이 높아지고 있으며³⁾, 특히 석탄가스화기의 설계 및 운전

기술을 개발하기 위한 노력이 진행되고 있다⁴⁾. IGCC 플랜트에서 핵심장치 중의 하나인 석탄가스화기의 독자적인 설계기술을 개발하기 위해서는 내부의 반응 영역 및 내화재 영역에 대한 물리적/화학적 현상을 정확히 이해하고 이를 설계에 반영하는 노력이 필수적이라 할 수 있다.

일반적으로 석탄가스화기는 고온/고압에서 운전되는 특성상 두터운 내화재에 둘러 쌓여 있으며 반응 영역과 바로 접촉하는 내벽 부분에는 고온 및 침식에 견딜 수 있는 강도가 높은 내화재가 설치된다. 그러나 만약 강도가 높은 내화재만으로 전 영역을 시공하게 되면 높은 밀도로 인하여 중량이 무거워지고 또한 열전도계수가 크기 때문에 대기로의 열손실량이 많아지게 될 것이다. 따라서 일부 영역을 제외한 대부분의 영역에는 강도가 낮고 열전달계수도 낮은 내화재를 설치하여 열손실 및 중량 감소의 효과를 최대화한다. 실제 하루 처리용량이 수천톤급인 상업용 가스화기의 경우, 반경이 수미터 이상 및 높이가 수십미터 이상이 되는 점을 고려할 때, 강도와 열손실 측면을 고려하여 내화재의 과잉설계가 이루어진다면 가스화기의 중량이나 크기가 상당히 증가할 수 있는 요인을 지니고 있다. 따라서 내화재의 축 방향 및 반경 방향의 온도분포에 대한 정확한 해석을 통한 적절한 내화재 재질 선정 및 두께 결정은 가스화기 설계의 중요한 부분 중의 하나로 간주되고 있다.

이와 같은 내화재의 온도분포를 해석할 수 있는 기술 중의 하나로서 전산해석 기술을 들 수 있으며, 가스화기 내부의 반응유동과 내화재의 온도해석을 동시에 해석하는 방법론이 이상적이라 할 수 있다. 그러나 가스화반응 유동장은 그 자체만으로도 미분탄연소보다 훨씬 복잡한 화학반응⁵⁾, 강선회 및 높은 고체질량부하(solid mass loading)를 동반하는 2상(two phase)유동이다. 또한 내화재의 온도분포까지 해석하기 위해서는 전도(conduction) 영역을 포함하는 복합열전달(conjugate heat transfer) 해석이 수행되어야 한다. 현재의 수치해석적 방법으로서 는 이와 같은 모든 현상을 연립하여 해석하기에는 수학적 모델의 수렴성 및 컴퓨터 계산시간의 한계로 인하여 많은 어려움이 따르는 실정이다.

그러나 내화재 내에서는 열전달에서 가장 간단하고 기본적인 전도열전달 만이 존재한다는 물리적 상황을 고려할 때, 가스화기 내벽의 온도를 적절한 경계조건으로 처리할 수만 있다면, 전도열전달 해석 또는 반응을 제외한 대류-전도 복합열전달 해석 등의 간략화된 기법으로 내화재 내부의 온도분포를 상당히 정확하게 해석할 수 있다는 특징이 있다. 본 연구에서는 고온/고압의 석탄가스화 실험에서 확보한 가스화기 내부의 온도를 경계조건으로 활용하고, 이론해석 및 전산해석 기법을

이용하여 내화재 내부의 온도분포 및 가스화기의 총합 열손실량을 계산하고자 시도하였다. 이와 같은 접근 방법은 내화재 내부의 온도분포 해석에 가장 핵심 경계조건에 대하여 실제 실험에서 확보된 값을 이용하기 때문에 해석 결과는 상당한 정확성을 지닐 것으로 판단된다.

본 연구에서는 다음과 같은 세가지 방법을 이용하여 해석을 시도하였으며, 그 결과들을 실험결과들과 상호 비교분석하고, 향후 기본설계시에 효율적으로 적용될 수 있는 방법론을 제시하였다. 우선, 내화재의 내부에서 축 방향의 온도구배가 반경 방향의 구배에 비해서는 상당히 약한 실제 상황(본 연구에 적용된 가스화기의 경우, $\partial T/\partial x \approx 150 \text{ K/m}$, $\partial T/\partial r \approx 2000 \text{ K/m}$)을 반영하여, 반경 방향으로의 열전달만을 고려한 순수한 이론적 해석을 시도하였다. 다음으로는 운영 중인 가스화기의 실제 형상을 정확히 반영한 이차원 전도열전달 해석을 수행하였다. 마지막으로 가스화기 내부에서의 대류열전달 및 내화재에서의 전도열전달을 포함하는 3차원 대류-전도 복합열전달 해석을 수행하였다. 대류-전도 복합 열전달 해석시에는 문제의 단순화를 위하여 미분탄의 화학반응은 포함시키지 않았으며, 대신에 입구에서 탈휘발분화 및 산화 반응을 완료한 고온 기체가 유입되는 것으로 가정하고, 좌의 가스화반응(흡열반응) 영역에서는 열소멸(heat sink)항을 부여하는 전산유체역학적 기법으로 가스화기내 기체의 온도분포를 실제상황과 유사하게 설정하였다.

이와 같은 수치해석 방법에 의한 해석결과는 정성적 및 정량적으로 실험결과와 상당히 잘 일치하는 것으로 판명되었다. 따라서 향후 대용량 가스화기 설계시 이와 같은 방법론으로 내화재 두께 및 재질을 설정할 수 있을 것으로 판단되며, 기술 도입의 경우에도 기술체휴사의 설계자료를 정확하게 평가할 수 있는 방법론으로 활용될 수 있을 것으로 판단된다.

2. 이론적 배경 및 지배 방정식

Fig. 1은 본 연구에 적용된 가스화기의 개략도를 나타내고 있다. 가스화기는 반경 방향을 따라서 안쪽으로부터 반응영역, 강내화재(hard face refractory), 중간내화재(medium face refractory), 약내화재(soft face refractory) 및 이들을 둘러싸고 있는 탄소강 계열의 셸(shell)로 구성되어 있다. 이와 같은 가스화기의 내화재 설계를 위한 연구로서 서론에서 언급한 바와 같은 세가지 방법을 이용한 해석을 수행하였다. 내화재 내부에서의 전도열전달 해석에 가장 중요한 물성치인 열전도계수는 내화재 공급업체에서 제공한 자료로서 강내화재, 중간내화재 및 약내화재에 대하여 각각 $2.8 \text{ W/m} \cdot ^\circ\text{C}$, $0.58 \text{ W/m} \cdot ^\circ\text{C}$

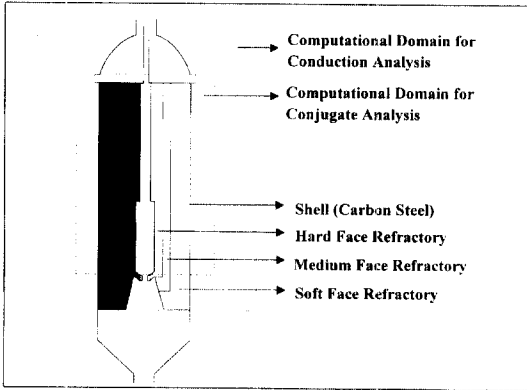


Fig. 1. Schematic diagram of the 3 ton/day-class coal gasifier.

및 0.55 W/m·°C를 부여하였고, 셸의 열전도도는 40 W/m·°C를 이용하였다. 외벽에서의 열전달계수는 외부로의 열손실량을 결정하며 수치해석의 경계조건에 중요한 변수이다. 그러나 외벽에서는 자연대류, 풍속에 따른 강제대류 및 미약한 복사열전달 등이 포함되어 정확한 열전달계수를 결정하는 것은 비교적 어려운 작업이라 할 수 있다. 본 연구에서는 자연대류열전달이 주된 현상이라는 점을 고려하여, 자연대류열전달에서 비교적 큰 값으로 간주되는 값인 15 W/m²·°C를 열전달계수로 이용하였고⁹⁾, 대기온도는 15°C를 기준온도로 설정하였다. 내벽에서는 실험결과에 근거한 근사적 온도분포를 경계조건으로 부여하였다. 이론해석 및 2차원 전도열전달 해석의 경우에는 벽면에 직접 온도 경계조건을 부여하고, 3차원 복합 열전달 해석의 경우에는 기체의 입구 경계조건 및 열소멸항에 의하여 내벽온도가 계산되도록 하였다.

2-1. 이론적 해석

Fig. 1과 같이 여러 가지 내화재 및 이를 감싸고 있는 셸(shell)로 구성되어 있는 원통형 용기에서 축 방향으로의 열전달을 무시하면 열전달을 지배하는 방정식은 Fourier의 법칙에 의하여 다음과 같이 표현된다.

$$q(x) = -2\pi r k \frac{dT}{dr} dx \tag{1}$$

위의 방정식에서 q(x)는 주어진 축 위치에서의 열전달량, r은 임의의 반경 방향 위치이며 k는 물질의 열전도계수를 각각 나타낸다. 이의 해석에 필요한 경계조건은 다음과 같다.

내벽(r = r_i)에서 T = T_i(x)

외벽(r = r_e)에서 q(x) ≡ q_{loss}(x) = 2πr_eh_{ext}[T_w(x) - T_∞]dx

윗 식에서 h_{ext}, T_w(x) 및 T_∞는 가스화기 외벽에서의 온도, 열전달계수 및 대기온도를 각각 나타낸다. T_i(x)는 가스화기 실험에 근거하여 주어지는 입력조건으로서, 가스화기서는 미분탄/취발분의 산화반응 영역에서는 1500°C를 부여하였고, 가스화반응 영역에서는 1500°C에서 1200°C까지 선형적으로 감소하는 것으로 설정하였다. 일반적으로 가스화기의 버너 주변에서는 미분탄이 함께 공급된 산소와 함께 급한 연소반응을 일으키고, 이후 서서히 가스화 반응을 일으키게 된다. 본 연구에 적용된 가스화기는 단면적의 축소가 있는 일종의 2단 가스화기로서 대략적으로 하단과 상단을 각각 산화반응 영역과 가스화반응 영역으로 구분하였다. 이와 같은 방정식 및 경계조건에 의하면, 주어진 축위치에서 반경방향으로 흐르는 열전달량은 다음과 같이 구해진다.

$$q(x) = \frac{2\pi[T_i(x) - T_w(x)] dx}{\ln(r_2/r_1)/k_s + \ln(r_3/r_2)/k_h + \ln(r_4/r_3)/k_m + \ln(r_5/r_4)/k_s} \tag{2}$$

여기서 r₁, r₂, r₃, r₄ 및 r₅는 각 내화재 및 셸(shell)의 설치 위치이며, k_s, k_h, k_m 및 k_s는 각 내화재 및 셸의 열전도도를 각각 나타낸다. 또한 각 내화재내의 온도분포는 다음과 같이 주어진다.

$$T = T_1 - (T_1 - T_2) \frac{\ln(r/r_1)}{\ln(r_2/r_1)} \tag{3}$$

여기서 r₁과 T₁은 각 내화재의 시작위치의 반경과 온도, r₂와 T₂는 각 내화재의 바깥쪽 위치의 반경과 온도를 각각 나타낸다. 이와 같이 주어진 축 위치에서 온도분포 및 열손실량이 주어지면 석탄가스화기 외벽에서 외부로 방출되는 총 열손실량은 축 방향으로의 적분에 의해서 구할 수 있다. 즉,

$$Q_{total} = \int_0^L q(x) dx \tag{4}$$

이와 같은 순수 이론적 방법론은 아주 쉽게 해를 구할 수 있는 반면에 가스화기의 하단부 및 상단부에 대해서는 온도분포 및 열손실량을 구할 수 없고, 내벽의 온도가 반드시 경계조건으로 주어져야 한다는 제약이 있다.

2-2. 전도열전달 해석

위에서는 순수 이론적 해석에 의하여 가스화기 내벽 온도를 구하는 방법론을 소개하였다. 그러나 실제로는 내화재 내부에서 축 방향으로도 어느 정도의 온도구배가 존재하게 되며 특히 반응영역을 벗어난 하부와 상부에서는 비교적 심한 축 방향으로의 온도구배가 존재할 것으로 판단된다. 이러한 현상을 좀더 정확하게 해석하려면 2차원 전도열전달 현상에 대한 해석이 수반되어야

한다. 가스화기 내벽의 온도에 대하여 정확한 측정자료가 있는 경우에는 2차원 전도열전달 해석은 상당한 정확성을 지닐 수 있다. 또한 수치해석적 측면에서, 항상 안정된 수렴성(convergence)을 보장하는 전도열전달 해석의 특성상 가스화기 및 내화재 위치에 대하여 실제 형상을 완전하게 반영하여 수치해석을 수행할 수 있으므로 총합열손실을 쉽게 계산할 수 있다. 그리고 외부에서의 열전달계수에 대하여 정확한 값을 확보할 수 있는 경우에는, 수치해석을 아주 쉽게 수행하면서도 정확한 해를 구할 수 있으므로 가스화기 기본설계에 적용하기에 상당히 실용적인 방법론으로서 활용될 수 있을 것으로 판단된다.

가스화기와 같은 원통형 용기에서 축 방향 및 반경 방향의 온도구배를 포함한 지배방정식은 다음과 같이 라플라시안(Laplacian) 형태로 주어지는 열전도방정식이다.

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(rk \frac{\partial T}{\partial r} \right) = 0 \quad (5)$$

이 방정식의 해석에 필요한 경계조건으로서 내벽의 온도분포와 외벽에서의 열손실 정산법이 적용된다. 즉,

$$\text{내벽}(r=r_i) \text{에서 } T = T(x)$$

$$\text{외벽}(r=r_o) \text{에서 } -k \frac{\partial T}{\partial r} = h_{\text{ext}}(T - T_{\infty})$$

전도열전달 방정식은 수치해석상 절대적으로 안정하고 계산시간이 적게 걸리는 특성상 복잡한 기하학적 형상을 정확하게 반영하여 해석할 수 있다는 장점이 있으나, 이론해석과 마찬가지로 내벽에서의 온도가 경계조건으로서 반드시 주어져야 해석을 수행할 수 있다.

2-3. 대류-전도 복합열전달 해석

가스화기 내벽의 온도분포를 알 수 없는 경우에는 반응/유동 및 전도가 복합된 해석을 수행하는 것이 유일한 방법이다. 그러나 이와 같은 방법론은 서론에서도 간략하게 언급한 바와 같이 연소반응에 비하여 훨씬 복잡한 가스화 반응, 수치해석상 상당히 높은 고체질량부하(solid/gas $\approx 1.$, mass base)를 동반하는 2상유동, 강한 선회가 수반되는 유동장, 전도 구간에서 열전도계수가 다른 여러 물질의 복합 및 복잡한 기하학적 형상을 지니는 특성상 현재의 전산해석적 기법으로서 항상 수렴된 해를 구한다는 것은 거의 불가능한 실정이다. 본 연구에서는 가스화기 반응영역 및 출구에서는 열역학적 계산과 설계자료에 의하여 근사온도를 확보할 수 있다는 점을 고려하여 반응만을 제외한 3차원 대류-전도 복합열전달 해석을 수행하여 대류열전달의 영향을 파악하

여 보았다. 가스화기의 벽면이 내화재로 구성되어 있어 기체와 벽면과의 온도차이가 심하지 않으므로 복사열전달에 의한 열손실은 비교적 약할 것으로 판단되어 본 연구에서는 제외하였다.

원통형 좌표계에서 3차원 대류-전도 복합열전달을 지배하는 방정식은 다음과 같다⁷⁾.

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial x} (\rho u \phi) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (\rho r v \phi) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial \theta} (\rho w \phi) \\ & = \frac{\partial}{\partial x} \left(\Gamma_{\phi} \frac{\partial \phi}{\partial x} \right) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \Gamma_{\phi} \frac{\partial \phi}{\partial r} \right) \\ & + \frac{1}{r^2} \frac{\partial}{\partial \theta} \left(\Gamma_{\phi} \frac{\partial \phi}{\partial \theta} \right) + S_{\phi} \end{aligned} \quad (6)$$

본 연구에 적용된 가스화기내에서는 강선회유동이 동반되므로, 이를 보다 정확하게 예측하기 위하여 난류 선회유동에서의 비등방성이 충분히 고려된 레이놀즈응력모델(Reynolds Stress Model)을 적용하여 전산해석을 실시하였다. 위의 지배방정식에서(x, r, θ)는 축 방향, 반경 방향 및 자오선 방향의 좌표계를, ρ 는 기체의 밀도, Γ_{ϕ} 와 S_{ϕ} 는 각 독립변수에 대한 등가확산계수와 생성항을 각각 나타낸다. 또한 ϕ 는 해석대상의 독립변수로서(x, r, θ) 세축 방향의 속도성분(u, v, w), 난류운동에너지소멸율(ϵ) 및 6개의 레이놀즈응력($u' u', v' v', w' w', u' v', u' w', v' w'$)과 엔탈피(h, 또는 온도 T)를 각각 나타내며, 다른 하나의 독립변수인 압력(p)은 연속방정식과 관련하여 구해진다. 유동이 없는 내화재 영역에서는 대류항과 생성항이 제외된 전도열전달 방정식(2-2절 참조)만을 해석하여 온도장을 구하게 된다.

본 연구에서는 미분탄의 화학반응을 고려하지 않았으므로 기체에 대해서는 역학적 상사를 충분히 고려하여 실제현상과 가장 유사한 경계조건을 부여하고자 시도하였다. 우선 질량유속을 반응유동장과 동일하게 유지함으로써 레이놀즈수(Reynolds number)의 상사를 유지하였다. 사이클론형 반응기내에서 레이놀즈수 보다 더욱 중요한 물리적 변수인 선회수(swirl number)의 상사를 만족하기 위해서는 다음과 같은 방법론을 적용하였다. 사이클론형 반응기의 기하학적 형상이 주어지면 비반응 유동장에서의 가스화기 몸통반경에 기준한 평균선회수는 다음과 같이 순수한 기하학적 함수로 주어진다⁸⁾.

$$S_{N_{\text{cold-flow}}} = \frac{\pi R^2 \sin \theta}{\Sigma A_r} \quad (7)$$

그러나 가스화기내에서 반응이 일어나게 되면 출구온도 등 운전조건에 따라 선회수가 바뀌게 되며⁹⁾, 이때 이상적인 조건하에서의 평균선회수는 다음과 같이 주어진다⁹⁾. 즉,

$$S_{N(\text{coal-gasification})} = \frac{\pi R^2 \sin \theta}{\Sigma A_r} \frac{T_{\text{inlet}}}{T_{\text{outlet}}} \frac{M_{\text{product-gas}}}{M_{\text{feeding}}} \frac{\dot{m}_{\text{feeding}}}{\dot{m}_{\text{feeding}} + \dot{m}_{\text{coal-gas}}} \quad (8)$$

여기서 R은 가스화기의 반경, ΣA_r 는 버너노즐 단면적의 합, θ 는 미분탄버너의 주입각도, T_{inlet} 과 T_{outlet} 은 기체의 유입온도 및 석탄가스의 출구온도를 각각 나타낸다. 또한 \dot{m}_{feeding} 과 $\dot{m}_{\text{coal-gas}}$ 는 유입기체의 질량 및 반응으로 인하여 미분탄에서 기체로 전환되는 질량을, M_{feeding} 과 $M_{\text{product-gas}}$ 는 유입 혼합기체 및 생성 혼합기체의 평균분자량을 각각 의미한다. 일반적으로 기체가 팽창할 경우 압력구배가 존재하는 축 방향으로 팽창하면서 축 방향 유속은 증가하는 반면에, 압력구배가 거의 없는 자오선 방향으로으로는 변화가 약하다는 점을 고려하여 기체 유입구의 단면적을 다음과 같이 변화시킴으로써 선회수의 상사를 만족시켰다.

$$A_{r-\text{equivalent}} = A_{r-\text{real}} \left[\frac{T_{\text{outlet}}}{T_{\text{inlet}}} \frac{M_{\text{feeding}}}{M_{\text{product-gas}}} \frac{\dot{m}_{\text{feeding}} + \dot{m}_{\text{coal-gas}}}{\dot{m}_{\text{feeding}}} \right] \quad (9)$$

본 연구에서는 15기압의 운전에 대한 평균조건으로서 기체의 밀도, 점성계수, 열전도도 및 비열을 2.3 kg/m^3 , $6 \times 10^{-5} \text{ kg/m} \cdot \text{s}$, $0.09 \text{ W/m} \cdot \text{°C}$ 및 $1300 \text{ J/kg} \cdot \text{°C}$ 로 각각 설정하였다. 건조 석탄 1.5 ton/day 처리를 기준으로하여 노즐 중심에서 반경방향 유속 -7.55 m/s 및 선회유속 1.93 m/s 를 입구 속도 조건으로 부여하였다. 기체의 온

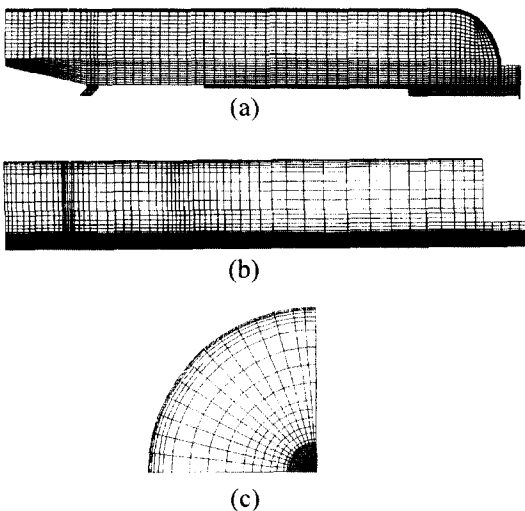


Fig. 2. Grid nets used for (a) conduction analysis, (b) for conjugate heat transfer analysis at azimuthal cross section and (c) at axial cross section.

도 조건으로서 2-1절과 2-2절에서는 벽면에 온도를 부여한 반면에, 복합열전달 해석에서는 탈휘발분화 및 연소 반응을 완료한 1500°C 의 고온기체가 노즐로부터 유입되는 것으로 가정하였으며, 좌의 가스화 반응영역에서는 열소멸(heat sink)항을 부여하여 출구에서의 기체온도가 약 1200°C 가 되게 문제를 설정하였다.

본 연구에서는 범용 열-유체해석 프로그램으로서, 위와 같은 수학적 모델링을 모두 구비한 상용 프로그램인 FLUENT를 이용하여 전산해석을 수행하였다. Fig. 2(a)는 전도열전달 해석에 이용된 2차원 격자계를 나타내며, Fig. 2(b)와 Fig. 2(c)는 복합열전달해석에 이용된 격자계로서 주어진 회전 방향 및 축 방향 위치에서의 격자계를 각각 나타내고 있다.

3. 결과 및 고찰

Fig. 3은 이차원 전도열전달 해석에 의한 가스화기 내화재 및 셸(shell)에서의 온도분포도를 나타내고 있다. 우선 반경 방향의 분포를 살펴보면, 열전도도가 비교적 큰 강내화재 영역에서는 온도구배가 비교적 약한 반면에 열전도도가 작은 중간내화재 및 약내화재 영역에서는 온도구배가 비교적 큰 결과를 보여주고 있다. 그리고

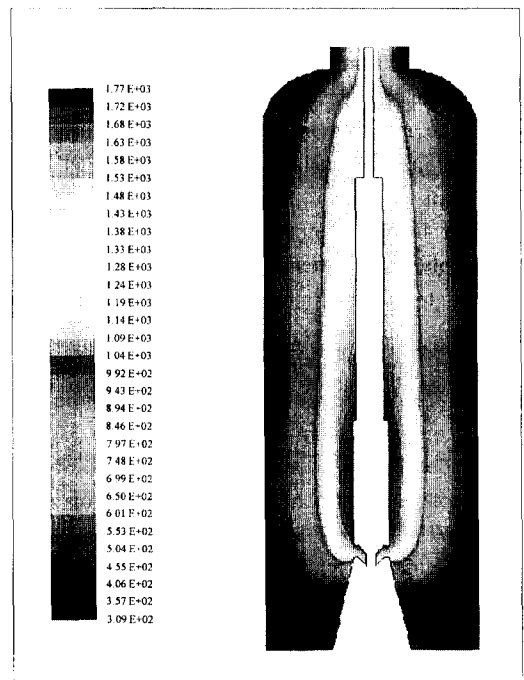


Fig. 3. Contour plot of temperature by conduction analysis in the refractory layers and shell.

그림에서 명확하게 관찰되지는 않지만, 내화재를 둘러싸고 있는 셀에서는 높은 열전도도의 영향으로 온도 변화가 아주 약한 경향을 보여주고 있다. 또한 물리적으로 예측할 수 있는 바와 같이 대부분의 영역에서 축 방향으로 온도가 낮아지는 경향을 나타내고 있다. 그러나 가스화기의 반응영역의 반경이 변하는 부분에서 축방향 온도가 낮아지는 경향이 나타나고 있다. 가스화기의 상단/하단 영역에서는 축 방향으로도 비교적 큰 온도구배가 형성됨을 관찰할 수 있다. 이와 같은 축 방향으로의 온도구배는 순수 이론적 해석에 의해서는 구할 수 없는 자료로서 열손실의 절대량이 중요한 설계인자로 작용하는 대용량 가스화기의 설계시에는 반드시 고려되어야 할 사항으로 판단된다.

Fig. 4는 3차원 대류-전도 복합열전달 해석에 의한 가스화기의 반응영역 및 내화재/셀 영역에서의 온도분포도를 나타내고 있다. 기체의 온도는 주입구를 기준으로 상하로 진행하면서 대류 및 전도열전달에 의한 손실의 영향으로 인하여 약간 감소하는 경향을 보이고 있다. 가스화반응 영역에서는 좌의 흡열반응을 열소멸향으로 대체한 방법론의 특성상 출구로 진행하면서 서서히 온도가 강하하여 출구에서는 실제 운전 상태인 약 1200°C로 빠져나가는 모습을 보여주고 있다. 고체영역(내화재 및

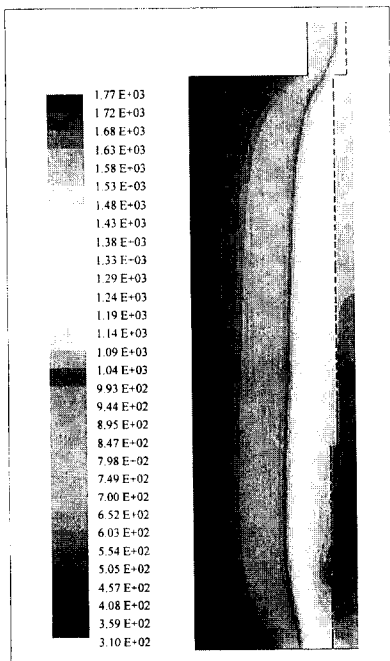


Fig. 4. Contour plot of temperature at the azimuthal cross section by conjugate heat transfer analysis in the gasifier including gas zone.

셀)에서는 정성적으로는 Fig. 3에 나타난 전도열전달 해석의 결과와 유사함을 보여주고 있다. 그러나 기체와 인접한 영역인 강내화재 영역에서의 온도가 전도열전달의 경우에 비하여 비교적 낮은 결과를 보여주고 있는데 이는 가스화기의 내벽 근처에서는 대류의 영향으로 기체와 고체벽 사이에 온도차이가 존재하기 때문이다. Fig. 5(a)와 Fig. 5(b)는 각각 입구 부근과 가스화반응영역 단면에서의 온도분포도를 보여주고 있다. 예측할 수 있는 바와 같이 혼합을 좋게하는 선회유동의 특성으로 인하여 기체영역에서는 온도가 거의 균일하고, 결과적으로 고체의 경계인 내벽에서의 온도가 회전 방향으로 거의 변화가 없기 때문에 고체영역에서도 회전 방향으로 온도가 거의 발생하지 않는 결과를 보여주고 있다. 회전 방향으로 온도구배가 거의 없는 이러한 결과는 향 후 축대칭(axi-symmetric) 온도분도 가정을 기본 설계에 적용할 수 있음을 나타낸다.

Fig. 6은 가스화기 외벽의 표면온도를 나타내고 있다. 우선 순수한 이론적 해석에 의한 값이 가장 높은 값을 나타내고 있는데 이는 축 방향으로 열전달이 없는 것

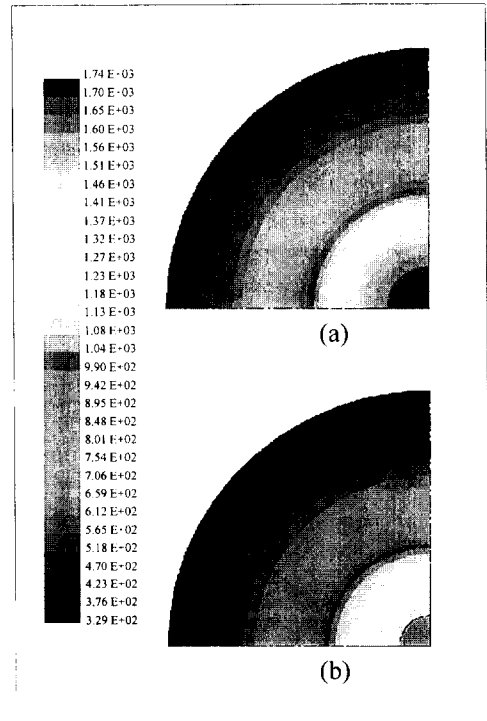


Fig. 5. Contour plots of temperature at the axial cross section by conjugate heat transfer analysis in the gasifier including gas zone. Axial positions are (a) 18 cm and (b) 118 cm from the inlet.

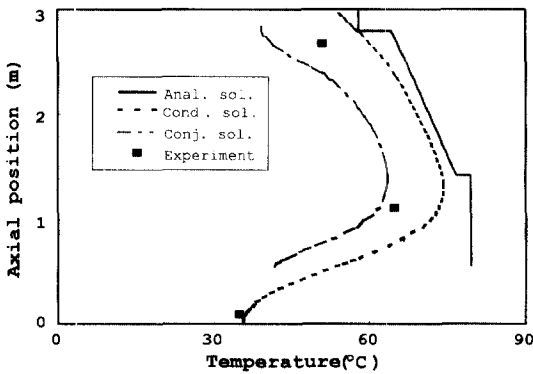


Fig. 6. Surface temperature profiles of the gasifier.

으로 가정하여 실제 가스화기에서의 상단부 및 하단부의 열손실이 무시되었기 때문에 나타난 결과이다. 전도열전달 해석의 경우 이론적 해석에 비하여 약간 낮은 온도분포를 보이면서 비교적 유사한 결과를 보여주고 있다. 그러나 가스화기의 아래쪽에서는 비교적 큰 차이를 보여주고 있는데 이는 이론적 해석에서 고려되지 못한 저온인 하부 영역으로 열전달이 반영되었기 때문에 나타난 결과로 판단된다(Fig. 3 참조). 복합 대류열전달 해석에 의한 결과는 전도열전달의 경우와 비교하여 정성적으로는 유사하지만 정량적으로는 표면온도가 약간 낮은 것으로 나타났다. 이는 내벽의 경계조건 대신에 기체의 온도가 해석조건으로 이용되었고 기체와 내벽 사이에 온도차이가 존재하기 때문에 이러한 결과가 나타나게 된다. 가스화기의 운전 중에 몇 군데에서 측정된 표면온도는 대략 전도열전달 해석결과와 복합열전달 해석 결과 사이의 값을 나타내고 있으며, 전산해석 결과와의 차이는 크지 않음을 보여주고 있다.

Fig. 7은 주어진 축 방향 위치(미분탄 노즐에서 상부로 약 13 cm)에서 반경 방향을 따른 내화재의 온도분포를 보여주고 있다. 이론적 해석결과와 전도열전달 해석 결과는 거의 같은 분포를 보여주고 있으며 복합열전달 해석결과는 가스화기 내벽 근처에서 어느 정도의 차이를 보여주고 있다. 실험결과는 내벽에 인접한 부분을 제외하면 해석결과에 비해 약간 낮은 값을 나타내고 있다. 이와 같은 오차가 발생하는 원인으로서는 실험적 및 수치해석의 측면에서 다음과 같이 추측해 보았다. 실험적 측면에서는 온도계측용 열전대(thermocouple)를 주입하기 위하여 뚫은 구멍으로 외부공기가 유입되면서 약간의 온도강하를 가져왔을 가능성이 존재한다. 수치해석적 측면에서는 내화재의 열전도도에 대하여 공급업체에서 제공한 자료를 그대로 이용하였는데, 내화재는 시공 후 건조과정을 거치게 되며 이 과정에서 열전도도가 변

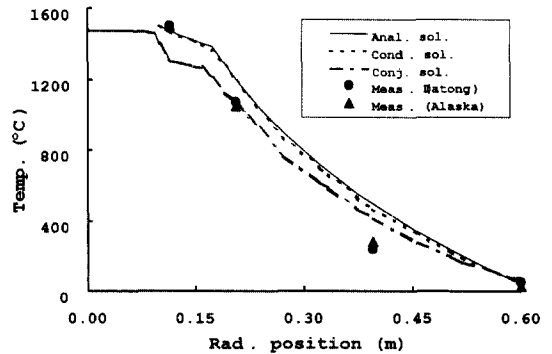


Fig. 7. Temperature profiles along the radial direction at the 13 cm distance from the inlet.

할 가능성이 존재하는 것으로 알려져 있다. 따라서 향후에는 내화재를 완전히 건조한 후 직접 열전도도를 측정 한 값을 전산해석에 사용하는 것이 필요하다고 판단되었다. 표면에서는 알라스카탄을 이용한 실험의 경우, 해석결과보다 비교적 낮은 온도를 보여주고 있는데, 이 실험은 겨울에 진행된 반면, 전산해석에서는 외기온도를 15°C를 기준으로 설정하였기 때문이다. 전반적으로 Fig. 6과 Fig. 7에서 전산해석의 결과들은 측정값과 오차가 비교적 적은 것으로 나타났으며, 이로 미루어 전산해석에 적용된 가정들이 적절한 것으로 판단되었다.

이와 같은 이론적 해석, 2차원 전도열전달 해석 및 3차원 복합열전달 해석의 결과를 분석하여 외부로의 총 열손실량을 계산하여 Table 1에 나타내었다. 석탄가스화기 운전 시에는 석탄투입량이나 압력조건에 관계없이 항상 내부 기체의 축방향 온도분포를 거의 동일하게 유지하는 운전특성을 고려하면 총 열손실량은 절대량에서 항상 동일한 수준으로 유지된다. Table 1의 계산결과에 의하면, 가스화기 설계치인 30기압하에서 3톤/일 가스화에 투입되는 석탄의 총 화학적 에너지의 약 1%(LHV 6000 kcal/kg 기준으로, 투입되는 총열량은 872 kW) 정

Table 1. Comparison of total heat loss from 3 ton/day coal gasifier. (unit: kw)

	Under slag exit	Sidewall of reaction zone	Over gasifier exit	계
Analytical solution	N/A	7.43	N/A	N/A
Conduction analysis	1.03	6.43	2.08	9.54
Conjugate heat transfer analysis	0.89*	5.12	2.30*	8.31

N/A: Not Available.

*: Result of geometry simplification.

도의 열손실이며, 15기압하 1.5톤/일 처리하에서는 약 2% 정도의 열손실이다. 이 정도의 열손실량은 상업용 가스화기의 경우에는 상대적으로 큰 수치라 할 수 있겠으나, Bench Scale급의 가스화장치에서는 적정 수준의 열손실량인 것으로 판단된다.

본 연구의 주된 관점은 가스화기 내화재에서의 온도 분포 및 외부로의 열손실량의 계산이지만, 가스화기내 유동장에 대한 이해는 가스화기 형상 및 주입구(미분탄 노즐) 설계에 핵심적인 요소이다. Fig. 8은 가스화기 내에서의 회전 방향을 따른 몇 위치에서의 속도벡터를 나타내고 있다. 입구 주변에서는 선회의 영향으로 인하여 주입된 기체가 중심축까지 완전히 진행하지 못하고 가스화기 내벽쪽으로 향하는 모습을 보여주고 있다. 대체적으로 회전 방향을 따라서는 입구근처를 제외하고는 속도장의 차이가 거의 없음을 관찰할 수 있고, 입구 근처에서도 선회에 의한 유동특성은 거의 유사함을 관찰할 수 있다. 한가지 흥미로운 결과는 가스화기의 중심축 약간 위에 중공형(annular type)의 재순환 영역이 형성된 점이다. 이와 같은 중공형 재순환 영역은 축 방향으로 산화제 및 연료를 선회기를 통과시켜 분사하는 반응기에는 관찰되지 않고, 사이클론형의 반응기의 형상에 따라 이전의 연구에서 관찰되었던 재순환 영역이다⁹⁾. 난류모델로서 전통적으로 많이 이용되는 표준 k-ε 모델에 의해서는 관찰되지 않는데, 본 연구에서는 난류의 비등방성을 충분히 고려한 레이놀즈응력 모델을 적용하였기 때문에 이와 같은 현상을 관찰할 수 있었다고 판단된다.

상기와 같이 온도장의 측정결과와의 유사성 및 유동장의 문헌자료와의 유사성 등을 고려해 볼 때, 본 전산 해석에 적용된 방법론은 비록 반응을 직접적으로 고려하지는 않았지만 신뢰할 만한 수준인 것으로 판단된다. 그리고 내화재의 온도분포 및 열손실량 계산의 측면에서는 이차원 전도열전달 해석이 계산의 효율성 및 정확성 등을 고려할 때 상당히 적절한 방법론으로 판단된다. 왜냐하면, 3차원 복합열전달 해석의 경우에는 워크스테이션(모델: HP9000/755)에서 12시간 이상 계산이 진행된

후에도 약간의 수치적 진동(oscillation)이 관찰된 반면에 2차원 전도열전달 해석의 경우에는 약 2~3분의 CPU 시간 내에 완전히 수렴된 해를 얻을 수 있었다. 그 결과도 복합열전달 해석 결과와 큰 차이가 없고, 가스화기 및 내화재의 실제 형상과 똑같이 구현하여 계산을 수행할 수 있기 때문에 전 영역에 대하여 비교적 정확한 열손실량 계산이 가능하기 때문이다.

4. 결 론

이론적해석, 2차원 전도열전달 해석 및 3차원 복합열전달 해석에 의하여 가스화기 내화재 내의 온도분포 및 열손실량을 계산하였으며, 그 결과를 측정자료와 비교하였다. 순수 이론적 해석 결과는 다른 두가지 방법 및 측정 결과에 비하여 약간 높은 온도분포를 예측하였다. 이차원 전도열전달 해석과 삼차원 복합열전달 해석에 의한 결과는 정성적으로 유사한 결과를 나타내었으며 정량적으로도 큰 차이 없는 결과를 보여주었다. 또한 두가지의 전산해석 결과는 측정자료와도 신뢰할 만한 범위 이내의 오차를 가져오는 것으로 판단되었다. 계산결과와 정확도, 수렴성, 계산시간의 효율성 및 기하학적 형상 처리의 우수성 등을 종합적으로 고려할 때, 향후 규모가 큰 가스화기의 내화재 설계시에는 2차원 전도열전달 해석 방법이 실용적일 것으로 판단되었다. 현재 운영되고 있는 석탄가스화기에서 설계치인 3톤/일 처리시 전체 열손실량은 약 1% 정도이며, 15기압하 1.5톤/일 가스화의 경우에는 약 2%의 열손실이 발생함을 실제 측정된 가스화기 표면온도 수치를 기준으로 계산한 결과 판별할 수 있었다.

향 후 상업용 발전소에 적용될 대용량 가스화기의 기본설계시에는, 종합열손실량을 주어진 설계조건으로 하고 본 연구에서 제안된 방법론 및 축적된 경험을 활용하여 내화재의 재질 및 두께, 즉 가스화기의 크기 및 중량을 결정할 수 있을 것으로 판단된다.

감사의 글

본 연구는 전력연구원에서 지원한 "3톤/일급 전식 석탄가스화기 운전특성 연구" 과제의 일환으로 수행되었습니다. 전력연구원 관계자들에게 감사드립니다.

참고문헌

1. Zon, G.D.: "Integrated Coal Gasification Combined Cycle Demonstration Project, Buggenum", Conference on New Power Generation Technology, October, San

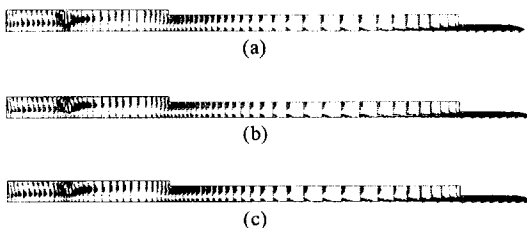


Fig. 8. Velocity vectors in the gasifier at the cross section of (a) near inlet, (b) 30° rotation and (c) 60° rotation from the inlet.

- Francisco, California, (1995).
2. 이진욱: "석탄가스화 복합발전 기술의 현황 및 개발 동향", 대한기계학회지, Vol. 35, No. 12, pp. 1133-1154, (1995).
 3. Ji, P.S., Kim, J.J., Ahn, D.H., Kim, N.H. and Song, K.S.: "A Prospect of IGCC Commercial Application to Korea", 10th Korea-U.S.A. Jont Workshop on Coal Utilization Technology, Taejeon, Korea, pp. 55-63.
 4. 오서기 등: "Bench Scale급 전식 석탄가스화기 운전 및 모사기술개발(I)", 통상산업부, (1997).
 5. Smoot, L.D. and Smith, P.J.: "Coal Combustion and Gasification", Plenum Press, New York & London, (1985).
 6. Edited by Stultz, S.C. and Kitto, J.B.: "Steam: Its Generation and Use", 40th ed., Babcock & Wilcox, (1992).
 7. Patankar, S.V. and Spalding D.B.: "Numerical Heat Transfer and Fluid Flow", Hemisphere Publishing Corp., Washington, (1980).
 8. Gupta, A.K., Lilley, D.G. and Syred, N.: "Swirl Flows", Abacus Press, (1984).
 9. 이진욱, 나혜령, 윤용승: "선회분류층 석탄가스화기 내의 비반응 난류 선회유동장 해석", 한국에너지공학회지, Vol. 6, No. 2, pp. 137-144, (1997).