

《報文》 HWAHAK KONGHAK Vol. 19, No. 4, August pp.259-268
(Journal of the Korean Institute of Chemical Engineers)

球形 煉炭의 燃燒에 관한 모델研究

李 仁 哲*·李 賢 九

서울대학교 工科大学 化學工學科

朴 元 勳**·朴 源 燾

韓國科學技術院 化學工學研究部

(접수 1981. 6. 30)

A Model Study for Combustion of Spherical Anthracite Briquette

In Chul Lee* and Hyun-Ku Rhee

*Department of Chemical Engineering, College of Engineering,
Seoul National University, Seoul 151, Korea*

Won-Hoon Park** and Won Hee Park

Korea Advanced Institute of Science and Technology, Seoul 132, Korea

(Received June 30, 1981)

요 약

가정용 구멍탄과 동일한 조성을 갖는 석탄배합물을 대상으로 연소실험을 실시하여 그 연소특성을 규명하는 한편, 연소모델을 제시하고 그 해석 결과를 실험관측과 비교 검토하였다. 연소시료는 구형으로 성형하여 열침칭으로 감량곡선을 측정하였으며 반응온도, 공기의 공급유량 및 시료크기등 주요인자들이 연소특성에 미치는 영향을 분석하였다. 미반응 석탄표면에서 일산화탄소의 생성, 회분층내에서 일산화탄소의 재연소반응과 각 성분에 대한 확산저항 그리고 입자 외부의 물질전달저항을 고려하여 수축핵 모델을 설정하고 이론적인 해석을 시도하였다. 모델해석의 결과는 실험관측과 어느 정도 일치되는 경향을 나타내었으나 비등온 효과를 고려하여 모델을 더 개선할 필요가 있음을 제시하였다.

*Present Address: Department of Fuels Engineering, University of Utah, Salt Lake City, Utah 84112

**Present Address: Sung Kyun Kwan University

ABSTRACT

An experimental study was performed for the combustion of coal mixture having the same composition as the anthracite briquette in domestic use. A mathematical model was also proposed and the results of theoretical analysis were compared to the experimental results. The purpose here is to investigate the combustion characteristics of the anthracite briquette and to develop a relevant mathematical model.

Using a spherical sample, we measured the weight change as a function of reaction time by virtue of a spring thermo-balance. Examined and discussed here are the effects of major parameters on the combustion characteristics such as reaction temperature, flow rate of air, and sample size.

A shrinking core model was established by taking into account the generation of carbon monoxide on the surface of unreacted core, the oxidation of carbon monoxide in the ash layer and the diffusional resistance through the ash layer as well as the external mass transfer resistance. The result of model analysis reveals that, although the overall trend is in agreement with the experimental observations, it would be necessary to improve the model by considering the non-isothermal aspect of the combustion system.

1. 서 론

석탄의 연소는 산업상의 중요성으로 인하여 오래 전부터 많은 연구의 대상이 되어 왔으며 연구 결과들을 광범위하게 검토 분석한 논문도 여러 편 발표된 바 있다.^{1~3)}

회분이 적은 석탄의 연소에 대하여는 미반응 석탄의 표면 주위에 형성되는 기체막(gas film)을 고려하여 단막 모델(single film model), 이중막 모델(double film model) 등이 제시되었으며 이러한 개념을 이용한 연구 결과들은 Caram & Amundson⁴⁾에 의하여 체계적으로 분석, 평가되어 있다. 최근에는 Amundson을 중심으로 한 연구진이 더욱 일반적인 모델을 설정하여 엄밀한 해석을 수행하였으며 정상상태의 다중성(多重性) 및 안정성에 관하여도 연구하였다.^{4~7)}

한편 국내 가정용 연탄과 같이 회분의 함량이 높은 석탄의 연소에서는 미반응 석탄의 둘레에 회분층이 형성되므로 이 반응계의 해석에는 수축핵 모델(shrinking core model)⁸⁾을 도입하는

것이 바람직 하다. 藤原幸男과 吉林慶英⁹⁾ 및 Wang & Wen¹⁰⁾은 석탄표면에서 탄소의 완전연소를 가정하고 수축핵 모델을 적용하여 물질 및 에너지 수지식을 해석하는 한편 연소실험을 실시하여 비교 검토한 결과 회분층을 통한 확산이 총괄반응의 율속단계가 됨을 관찰하였다.

국내에서도 가정용 연탄의 연소에서 야기되는 일산화탄소의 피해를 방지하기 위한 노력으로 많은 연구가 추진되어 왔지만 거의 모든 연구가 실험에 의한 현상 관찰에 편중된 실정이었다. 그러나 최근에 이르러 연탄의 연소반응기구를 규명하기 위하여 수축핵 모델을 이용한 기초연구가 활발히 진행되고 있다. 朴과 洪,¹¹⁾ 그리고 鄭 등¹²⁾은 평판형 연탄에 대한 연소 모델을 제시하고 주요 무차원 파라메타들을 확인하는 한편 그들의 영향을 분석, 검토하였다. 또 張과 姜¹³⁾은 環狀시료에 비등온 모델을 적용하여 반응면의 이동을 추적하고 실험결과와 비교 검토한 바 있다.

본 연구에서는 가정용 연탄의 연소반응과 관련된 기본현상을 규명하기 위하여 시료를 구형으로 성형하고 여러가지 조건하에서 연소실험을

실시하여 주요인자들이 연소특성에 미치는 영향을 분석하였다. 한편 회분층 내에서의 재연소반응을 고려하는 수축핵 모델을 적용하여 연소특성을 해석하고 실험결과와 비교, 검토하였다.

2. 연소 실험

2.1. 시료

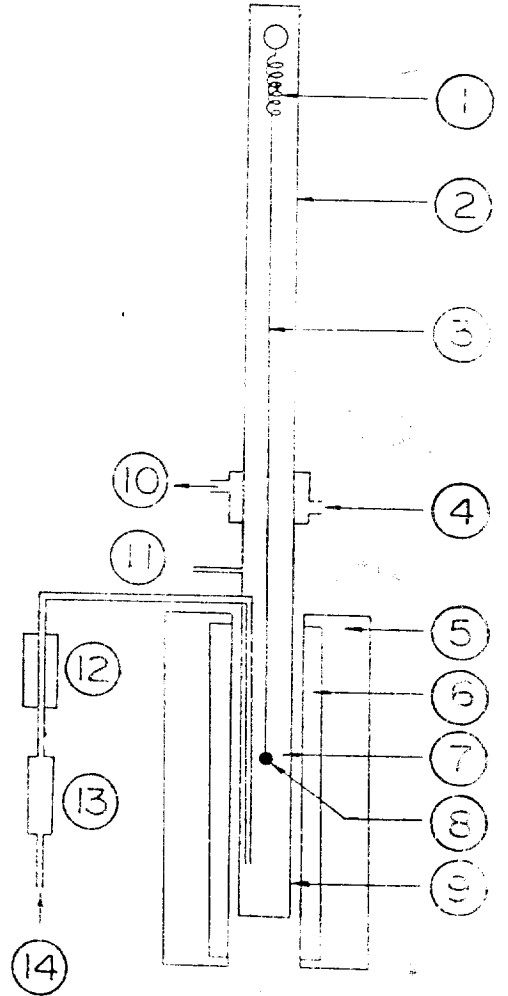
석탄 배합물 시료로는 시판되고 있는 연탄을 분쇄하여 80mesh의 표준체를 통과한 것을 사용하였으며 시료의 공업분석 결과는 고정탄소 44.4%, 회분 46%, 휘발분 8.0% 및 수분 1.6%이었다. 이러한 시료에 소량의 물을 가하여 원하는 크기의 구형 틀에 넣고 40kg/cm²의 압력으로 성형한 다음 건조기 내에서 110°C로 24시간 이상 건조하여 사용하였다. 사용된 구형 시료는 직경이 각각 10mm, 15mm, 및 20mm 되는 3 종류이었다.

2.2. 실험 장치

Fig. 1과 같은 석영스프링 열천칭(thermobalance)을 사용하였는데 스프링의 탄성을 이용하여 시료가 연소함에 따라 스프링의 길이가 변화하는 것을 측정함으로써 무게변화를 관찰하였다. 사용된 스프링의 탄성은 24.63mm/g이었으며, 거울을 이용하여 스프링 길이의 변화를 0.01mm까지 읽을 수 있었다. 스프링의 최대하중은 7g이었다.

스프링과 연소시료는 직경 0.5mm의 가는 석영막대로 연결되며 연소시료는 가는 니크롬 망을 이용하여 석영관속에 매달아 균일한 반응환경이 이루어지도록 했다. 열천칭 위에 도르래를 설치하여 반응로가 반응온도에 도달되었을 때 연소시료를 반응로에 투입할 수 있도록 하였다.

반응로는 2부분으로 구성되어 있는데 하부는 내경 40mm, 길이 470mm의 석영관이며 상부는 내경 40mm, 길이 540mm의 경질유리로 되었다. 접촉부분에는 냉각수를 공급하여 경질유리를 냉각시켰다. 석영관은 전기로를 이용하여 가열되며, 반응온도는 연소시료의 바로 옆에 위치한 백금-로듐(Pt-Rh) 열전대를 사용하여



- | | |
|--------------------|--------------------------|
| 1. Quartzspring | 2. Hard glass |
| 3. Quartz rod | 4. Cooling water inlet |
| 5. Insulation | 6. Electric heater |
| 7. Thermocouple | 8. Sample |
| 9. Reactor(Quartz) | 10. Cooling water outlet |
| 11. Gas outlet | 12. Preheater |
| 13. Flowmeter | 14. Gas inlet |

Fig. 1. Schematic diagram of the quartz-spring thermobalance used in the experiment

측정하였다. 공기는 리본히타로 충분히 예열한 후 석영관의 하부로 부터 공급하였다.

2.3. 실험 방법

연소시료를 스프링에 매달아 반응로의 상부에 두고 충분히 예열을 시킨 다음 반응로가 원하는

온도에 도달하면 연소시료를 서서히 내려 반응로의 중앙에 위치시키고 이때부터 시각하여 스프링길이의 변화를 측정하였다.

처음에는 10분마다 스프링 길이의 변화를 측정하고 반응이 완결되는 단계에서는 5분마다 읽었다. 반응 완결시간은 길이의 변화가 없음을 관찰한 후 20분 후까지 기다려 확인하였다.

반응로에 도입되는 공기의 유량은 유량계 하부에 부착된 needle valve 로 조절했으며 리본히타로 충분히 예열한 후 반응로에 도입시켰다. 반응로의 온도는 정압기(manostat)를 사용하여 $\pm 5^\circ\text{C}$ 변화폭 이내로 원하는 온도로 일정하게 유지시켰다.

연소가 완결된 후 남은 회분입자와 연소전 시료의 중량차이는 열칭칭에 의하여 측정된 중량 변화와 비교할 때 오차가 5% 이내로 나타났다. 연소시료의 직경이 10 mm 인 경우 공기의 유량이 $150\text{ml}/\text{min}$ 이상으로 되면 스프링의 진동이 심하여 이 이상의 조건에서는 실험을 실시하지 않았다.

3. 실험결과와 검토

3.1. 수축핵 모델(Shrinking Core Model)

직경 10mm 의 연소시료를 반응온도 $1,000^\circ\text{C}$, 공기유량 $150\text{ml}/\text{min}$ 의 연소조건에서 30분간 연소시킨 다음 갑자기 반응을 중단시키고 절단하여 그 단면을 관찰한 결과를 Fig. 2에 나타내었다.

여러차례 다른 온도에서 반복하여 관찰하여서도 유사한 결과를 얻었으며 저온에서 보다 고온에서 경계면이 더 뚜렷한 경향이였다. 이같은 관찰결과는 본 실험조건에서 수축핵 모델이 적용될 수 있음을 입증하는 것으로 평가된다.

미반응 핵의 중심이 약간 위로 편심된 것은 공기가 입자의 하부로 공급되기 때문인 것으로 생각된다.

3.2. 시료 크기의 영향

반응온도 800°C , 공기유량 $150\text{ml}/\text{min}$ 의 조건에서 3가지의 크기가 서로 다른 연소시료에

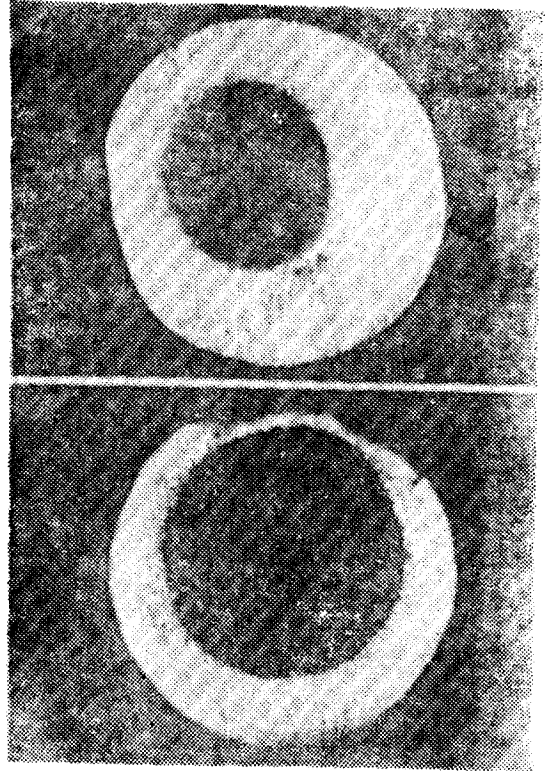


Fig. 2. Typical cross-section of partially reacted particles

대하여 연소실험을 행하고 그 결과를 연소곡선의 형태로 Fig. 3에 비교하여 나타내었다.

여기서 연소곡선이라 함은 미반응 석탄의 분율($1 - X$)과 무차원 반응시간(t/τ)의 관계를도표로 나타낸 것을 의미한다. τ 는 실험으로 결정된 반응완결시간이다.

Fig. 3에서 관찰되는 바와 같이 시료의 크기는 연소곡선의 모양에 거의 영향을 미치지 않고 있으므로, 연소과정 전반에 걸쳐서 석탄표면의 연소반응, 회분층에서의 확산 및 재연소반응 그리고 시료 외부의 물질전달 등은 시료의 크기에 관계없이 각 무차원시간에서 동일한 비율로 영향을 미치고 있음을 알 수 있다.

반응 완결시간(τ)은 크기 순서로 80, 175 및 400분이었으며 대체로 시료반경(R)의 제곱에 비례하는 것으로 나타나 회분층을 통한 확산이 전체 반응속도에 대하여 중요한 역할을 하는 수축

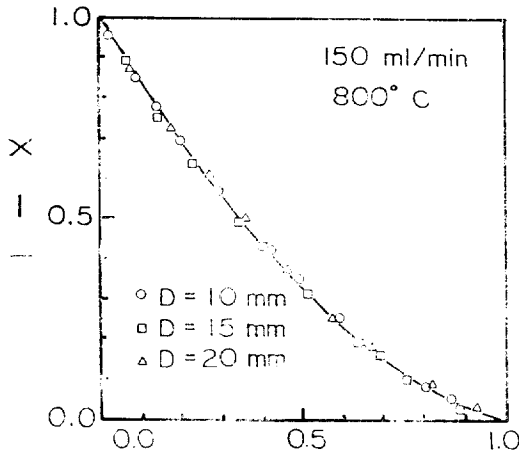


Fig. 3. Effect of the sample size

핵 모델의 가정을 뒷받침함을 알 수 있다. Table 1 에는 여러가지 공기유량과 반응온도에 대한 반응 완결시간을 수록하였다.

3.3. 반응온도의 영향

직경 10mm 의 연소시료를 사용하여 공기의 유량을 고정시키고, 여러 온도에서 연소곡선을 구하여 Fig. 4 에 표시하였다. 유량이 작은 경우 (50 ml/min)에는 유량이 큰 경우(100 또는 150 ml/min)와는 달리 반응온도가 연소곡선에 미치는 영향이 거의 없고, 특히 연소곡선의 모양이 대각선에서 별로 벗어나지 않는 것으로 관찰되었다. 이것은 공기유량이 적어 산소의 공급이 충분치 못할 때에는 반응온도에 관계없이 물질전달이

Table 1. Time for complete reaction at various experimental conditions(Unit: min)

AIR FLOW RATE, ml/min	TEMP °C	SAMPLE SIZE, mm		
		10	15	20
50	600	138		
	800	129		
	1.000	111		
100	600	130	237	525
	800	125	227	495 ($T \propto R^2$)
	1.000	85		
150	600	98	218	405
	800	80	175	400 ($T \propto R^2$ or $T \propto R^{2.5}$)
	1.000	65		
200	600		180	380
	800		170	320

달이 율속단계가 됨을 뜻한다.

한편 공기유량이 커지면 반응온도의 영향이 뚜렷이 나타나게 되고, 낮은 온도에서 연소곡선이 아래로 치지는 것은 석탄표면에서의 연소반응이 율속단계가 됨을 의미하는 것으로 판단된다.⁸⁾

3.4. 공기유량의 영향

Fig. 4 의 자료를 온도가 고정된 상태에서 공기유량을 매개변수로 하여 Fig. 5 에 나타내었다. 반응속도가 낮은 저온(600°C)에서는 공기유량의

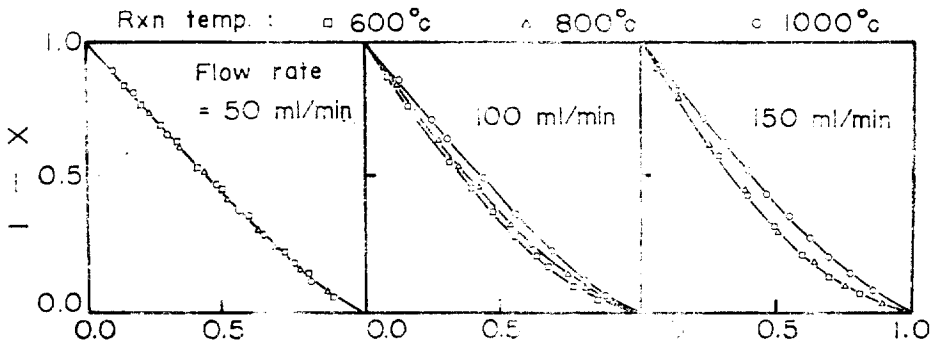


Fig. 4. Effect of the reaction temperature at various levels of the air flow rate

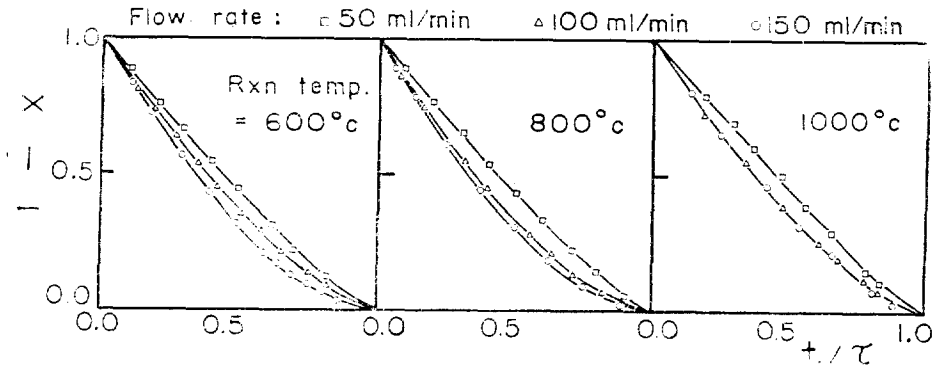


Fig. 5. Effect of the air flow rate at various reaction temperatures

영향이 크게 나타나며 연소곡선의 형태로 보아 석탄표면에서의 연소반응이 율속단계임을 알 수 있다. 그러나 공기유량이 50ml/min의 경우에는 산소의 공급이 충분치 못하여 물질전달이 율속효과를 나타내며 연소곡선이 대각선에 근접하게 되었다.

고온(1,000°C)에서 공기유량의 변화에 대한 영향이 적게 나타나고 물질전달에 의한 율속효과가 뚜렷하게 관찰되었다. 이것은 고온에서는 연소반응속도와 회분층을 통한 확산속도가 충분히 크기 때문에 결국 물질전달이 전체 반응속도에 대하여 중요한 역할을 하게 되는 것이 재확인 되었다.¹⁴⁾

4. 연소반응계의 모델링

4.1. 수식모델의 설정

앞의 실험결과를 근거로 하여 연탄 연소반응의 반응기구를 규명하고자 다음과 같은 가정하에 수식모델을 전개하였다.

- i) 연탄의 연소는 Fig. 2에서 관찰된 것과 같이 수축핵모델로 나타낼 수 있다.
- ii) 총괄반응의 각 단계는 의(擬) 정상상태의 조건하에서 진행된다.
- iii) 탄소는 반응표면에서 먼저 산소와 반응하여 CO만을 생성하며(표면반응), 여기서 생성된 CO는 회분층을 통하여 확산하면서 산소와 다시 반응하여 CO₂를 생성시킨다(재

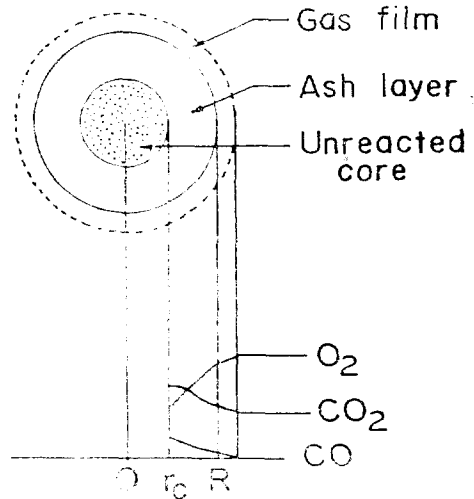


Fig. 6. Concentration profiles of various components around a single spherical particle

연소반응).¹¹⁾

- iv) 재연소반응의 반응차수는 문헌에 보고된 바와 같이¹⁵⁾ O₂ 농도에 대하여 1차, CO 농도에 대하여 2차이다.
 - v) 연소시료 주위에는 물질전달저항이 존재하고 bulk phase의 CO 농도는 무시될 만하다.
 - vi) 반응계 전체의 온도는 균일, 일정하다.
- 위의 가정하에 구형 연탄시료의 안팎에 걸친 각 성분기체의 농도분포를 추정하면 Fig. 6과 같다.

시간 t 에서 미반응핵(unreacted core)의 반

경을 r_c 라 하면 탄소에 대한 물질수지는 다음식
으로 표시된다.

$$-\rho_B \frac{dr_c}{dt} = 2k_1a \Big|_{r=r_c} \quad (1)$$

$$t = 0 \text{ 일때 } r_c = R \quad (2)$$

한편 회분층내에서의 재연소반응을 고려하여 반
경 r 의 위치에서 O_2 와 CO 에 대한 물질수지식
을 세우면 다음과 같다.

$$\frac{D_A}{r^2} \frac{d}{dr} \left(r^2 \frac{da}{dr} \right) = \epsilon k_2 a b^2 \quad (3)$$

$$\frac{D_B}{r^2} \frac{d}{dr} \left(r^2 \frac{db}{dr} \right) = 2\epsilon k_2 a b^2 \quad (4)$$

$$r = r_c \text{ 에서 } D_A \frac{da}{dr} = k_1 a \quad (5)$$

$$-D_B \frac{db}{dr} = 2k_1 a \quad (6)$$

$r = R$ 에서

$$-D_A \frac{da}{dr} = k_{gA}(a - a_g) \quad (7)$$

$$-D_B \frac{db}{dr} = k_{gB}b \quad (8)$$

식 (1), (3) 및 (4)는 비선형이면서 서로 연
립되어 있고 또한 경계조건들이 복잡하여 해석
적인 해를 구할 수 없으므로 수치해석법을 이용
하였다.

4. 2. 수치 해석

먼저 지정된 r_c 에 대하여 구간 $r_c < r < R$ 을 Δr
의 간격으로 n 등분하고 r 의 방향으로 각 구분
점(mesh point)의 번호를 붙이면

$$r_i = r_c + (i - 1)\Delta r, \quad (9)$$

$$i = 1, 2, \dots, n, n + 1$$

의 관계가 성립한다. 각 구분점에서 식 (3)과
(4)의 도함수항을 유한차분형(finite difference
form)으로 대체하여 정리하고 양편 경계에서
식 (5)~(8)의 도함수항도 유한차분형으로 바꾸
었다. 그러면 a 와 b 각각에 대하여 $(n + 1)$ 개
의 산술방정식을 얻게 되는데 이들을 행렬형
(matrix form)으로 정리하면 다음과 같다.

$$Aa = g \quad (10)$$

$$Bb = h \quad (11)$$

여기에 나타난 벡터는 다음과 같이 정의되며

$$a = \begin{pmatrix} a_1 \\ a_2 \\ \vdots \\ a_n \\ a_{n+1} \end{pmatrix} \quad b = \begin{pmatrix} b_1 \\ b_2 \\ \vdots \\ b_n \\ b_{n+1} \end{pmatrix}$$

$$g = \frac{\epsilon k_2 \Delta r^2}{D_A} \begin{pmatrix} 0 \\ a_2 b_2^2 \\ a_3 b_3^2 \\ \vdots \\ a_n b_n^2 \\ \frac{k_{gA} a_g}{\epsilon k_2 \Delta r} \end{pmatrix}$$

$$h = \frac{2\epsilon k_2 \Delta r^2}{D_B} \begin{pmatrix} 0 \\ a_2 b_2^2 \\ a_3 b_3^2 \\ \vdots \\ a_n b_n^2 \\ 0 \end{pmatrix}$$

A 와 B 는 모두 $(n + 1)$ 차의 tri-diagonal ma-
trix 로서 0 (零)이 아닌 요소(element)들은 아
래와 같이 주어진다.

Upper diagonal elements:

$$A_{12} = B_{12} = -1$$

$$A_{i,i+1} = B_{i,i+1} = 1 + \frac{\Delta r}{r_i}, \quad i = 2, 3, \dots, n$$

Main diagonal elements:

$$A_{11} = 1 + \frac{k_1 \Delta r}{D_A}, \quad B_{11} = 1 - \frac{2k_1 \Delta r}{D_B}$$

$$A_{ii} = B_{ii} = -2, \quad i = 2, 3, \dots, n$$

$$A_{n+1, n+1} = 1 + \frac{k_{gA} \Delta r}{D_A}$$

$$B_{n+1, n+1} = 1 + \frac{k_{gB} \Delta r}{D_B}$$

Lower diagonal elements:

$$A_{i,i-1} = B_{i,i-1} = 1 - \frac{\Delta r}{r_i}, \quad i = 2, 3, \dots, n$$

$$A_{n+1, n} = B_{n+1, n} = -1$$

지정된 r_c 값에 대하여 식 (10)과 (11)을 다음
과 같은 방법으로 풀어서 O_2 및 CO 의 농도분포
를 구하였다.

(i) O_2 의 bulk 농도(a_g)는 공기중의 O_2 농도
로 취하고 반응표면($r = r_c$)에서의 O_2 와 CO
의 농도(a_1 과 b_1)를 가정한다.

- (ii) 최분층내에서 O₂와 CO의 농도분포를 선형으로 가정하여 먼저 g 와 h 를 계산한 다음 식 (10)과 (11)을 풀어서 a 와 b 를 결정한다.
- (iii) 앞에서 결정된 a 와 b 를 사용하여 g 와 h 를 계산한다.
- (iv) 식 (10)과 (11)을 풀어서 다시 a 와 b 를 결정한다.
- (v) (iii)과 (iv)를 되풀이 하는데 ($j + 1$)번째 계산된 a 및 b 와 j 번째 계산된 값의 차이가 미리 설정된 값보다 작게 될 때까지 반복한다(실제 계산에서 값차이는 10^{-10} 으로 작아졌다).

위의 과정을 여러가지 r_c 값에 대하여 되풀이 함으로써 반응표면에서의 O₂ 농도를 r_c 의 함수로 나타낼 수 있으며 이 관계를 이용하여 식(1)을 수치적분하면 시간에 따른 r_c 의 변화와 반응완결시간(τ)을 계산할 수 있다.

수치해석을 위한 파라메타값은 가능한 한 직접 측정된 값을 사용하였으며 반응속도상수는 문헌치를 이용하였다.¹⁵⁾ 특히 확산 cell을 이용하여 최분층내의 유효확산계수를 직접 측정하고 필요한 온도도 의삽하였다.¹⁶⁾ 물질전달계수는 실험장치의 구조로 보아 무한공간내 단일입자의 경우와 충전층 경우의 중간에 해당될 것이므로 양

극한에 대응하는 관계식으로부터^{17,18)} 각각 그 값을 계산하여 사용하였다(Table 2 참조).

Table 2. Parameter values used in the numerical analysis.

Temperature	: 600°C
Flow rate of air	: 150ml/min
Density (ρ_B)	: 0.07mol/cm ³
Void fraction(ϵ)	: 0.6
Rate constant for surface reaction (k_1)	: 0.87cm/sec
Rate constant for oxidation of CO (k_2)	: 7.54×10^{-6} cm ⁶ /mol ² ·sec
Effective diffusion coefficient at 600°C ($D_A = D_B$)	: 0.39cm ² /sec
Mass transfer coefficient($k_{gA} = k_{gB}$)	
case of a single particle in space	: 3.0cm/sec
case of a packed bed	: 0.7cm/sec

4.3. 결과와 검토

수치해석에 의하여 결정된 연소곡선을 대응하는 실험조건에서 측정된 결과와 비교하여 Fig. 7에 나타내었다. 충전층경우의 물질전달계수의 값(0.7cm/sec)과 무한공간내 단일입자 경우의 값(3.0cm/sec)의 두 값을 사용하여 계산하였고 이론적인 견지에서 보던 연소곡선의 상한과 하한

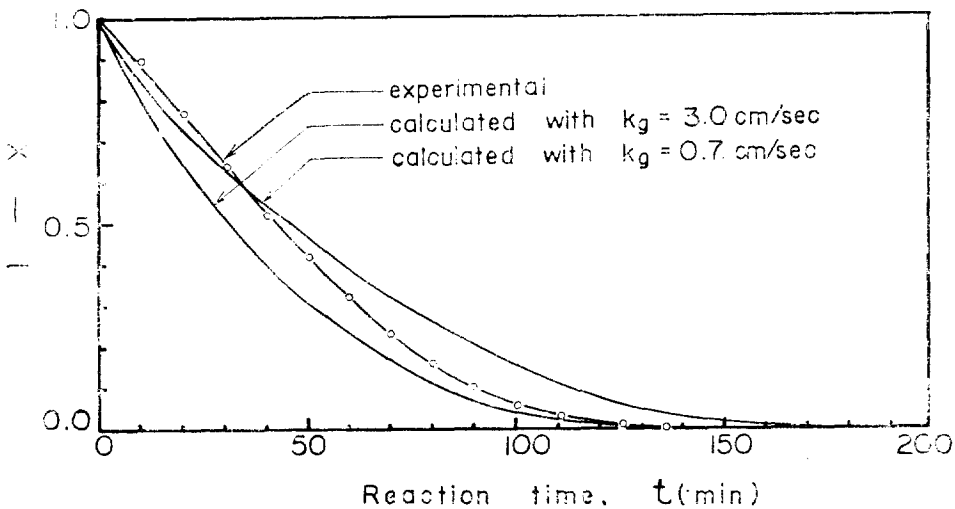


Fig. 7. Comparison of the combustion curves determined by model analysis to that obtained by experiment

을 의미하는 것이 된다.

제산된 연소곡선들은 전반적으로 보아 실험결과와 유사한 경향을 나타내고 있으나 전환율(X)이 연소초기에는 실측치보다 다소 높게 계산되다가 연소후기가 될수록 실측치보다 낮게 계산되는 것을 관찰할 수 있다.

이러한 현상은 실제 반응계의 비등온특성과 연소진행에 따른 회분층내의 유효확산계수의 변화에서 연유되는 것으로 추정된다. 즉 연소가 진행되면서 표면반응으로 인한 발열때문에 반응표면의 온도가 모델에서 설정한 온도보다 높아지고 따라서 전환율도 어느 정도 계산치보다 높게 된다. 이같은 추정은 반응 완결시간(τ)의 비교에서도 확인될 수 있다. 즉 균일한 온도분포를 가정하고 물질전달계수의 상한치(3.0cm/sec)를 사용하여 계산한 τ 의 값(142 min) 보다도 실측치(135 min)가 작게 나타났다.

표면반응의 속도상수를 파라메타로 하여 연소곡선과 반응 완결시간을 비교, 검토하면 Fig. 8과 같다.

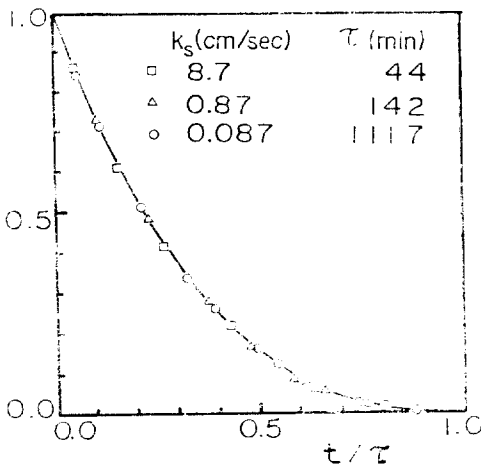


Fig. 8. Combustion curves determined for various values of the surface reaction rate constant

결론적으로 연탄의 연소반응을 등온모델로 나타내는 데는 제한이 있으며 반응계의 비등온특성과 연소진행에 따른 회분층의 특성변화가 반영될 수 있도록 모델을 개선할 필요성이 인정된다.

5. 결 론

연탄의 연소에 관한 실험 및 모델연구를 통하여 얻은 결론은 다음과 같다.

- (1) 열чин칭으로 구형의 연탄시료에 대한 연소 실험을 실시하여 연탄의 연소과정이 수축핵 모델로 나타내질 수 있음을 입증하였다.
- (2) 표면반응, 회분층내의 확산 및 외부물질 전달은 모두 총괄반응에 대하여 중요한 영향을 나타내고 있으며 본 실험조건인 범위 내에서는 산소의 물질전달속도가 특히 중요함을 알 수 있었다.
- (3) 회분층에서의 재연소반응을 고려한 등온 수축핵모델을 설정하고 해석하여 실험치와 비교한 결과, 연소곡선의 전반적인 경향은 유사하게 추적되지만 연소과정에서 나타나는 전환율의 상이점을 감안할 때 모델의 개선이 바람직하다. 특히 반응계의 비등온 특성이 반영될 수 있도록 해야 한다.

감 사

본 연구의 진행과정에서 많은 조언을 주신 Utah 대학교의 손홍용교수께 감사말을 드리며 또한 모델 해석에 도움을 준 김종엽군에게 사의를 표한다.

사 용 기 호

- a : O_2 의 몰농도 (mol/L^3)
- a_g : O_2 의 bulk 농도 (mol/L^3)
- b : CO 의 몰농도 (mol/L^3)
- D : 시료의 직경 (L)
- D_A, D_B : 회분층에서의 O_2 및 CO 의 유효확산계수 (L^2/t)
- k_1 : 표면반응의 속도상수 (L/t)
- k_2 : 재연소반응의 속도상수 (L^6/mol^2t)
- k_{gA}, k_{gB} : O_2 및 CO 의 시료외부 물질전달계수 (L/t)
- R : 시료의 반경 (L)
- X : 전환율 (-)
- ρ : 물질밀도 (mol/L^3)
- ϵ : 회분층의 공극률 (-)
- τ : 반응 완결시간 측정치 (t)

참 고 문 헌

1. P.L. Walker, F. Rusinsko and L.G. Austin, *Adv. Catal.*, **11**(1959), 134.
2. M.F.R. Mulcahy and I.W. Smith, *Rev. Pure Appl. Chem.*, **19**(1969), 81.
3. D. Gray, J.G. Cogoli and R.H. Essenhigh, *Adv. Chem. Ser., No. 131*(1973), 72.
4. H.S. Caram and N.R. Amundson, *Ind. Eng. Chem. Fundam.*, **16**(1977), 171.
5. E. Mon and N.R. Amundson, *Ind. Eng. Chem. Fundam.*, **17**(1978), 313.
6. E. Mon and N.R. Amundson, *Ind. Eng. Chem. Fundam.*, **18**(1979), 162.
7. C. Georgakis, J. Congalidis and Y.Y. Lee, *Ind. Eng. Chem. Fundam.*, **19**(1980), 98.
8. O. Levenspiel, "Chemical Reaction Engineering," 2nd ed., John Wiley, New York, 1972.
9. 藤原幸男, 吉村慶英, 燃料協會誌, **48**(1969), 512.
10. S.C. Wang and C.Y. Wen, *AIChE J.*, **18**(1972), 1231.
11. W.-H. Park and S.A. Hong, *Hwahak Konghak*, **16**(1978), 389.
12. K.S. Jung, J.Y. Park and W.-H. Park, *Hwahak Konghak*, **18**(1980), 31.
13. Y.H. Chang and W.K. Kang, *Hwahak Konghak*, **19**(1979), 389.
14. S. NamKoong and C.K. You, *Hwahak Konghak*, **3**(1965), 166.
15. O.A. Hougen and K.M. Watson, "Chemical Process Principles," Part 3, John Wiley, New York, 1959.
16. I.C. Lee, Master of Engineering Thesis, Seoul National University, 1978.
17. W.E. Ranz and W.R. Marshall, *Chem. Eng. Progr.*, **48**(1952), 173.
18. J.D. Acetis and G. Thodos, *Ind. Eng. Chem.*, **52**(1960), 1003.