100 MWe급 순산소연소 발전소 보일러계통 공정설계 및 운전변수 민감도 예측

백세현^{*†} · 고성호^{**}

100 MWe Oxyfuel Power Plant Boiler System Process Design and Operation Parameters Sensitivity Analysis

Sehyun Baek and SungHo Ko

ABSTRACT

The oxy-fuel combustion is CO₂ capture technology that uses mixture of pure O₂ and recirculated exhaust as oxidizer. Currently some Oxy-fuel power plants demonstration project is underway in worldwide. Meanwhile research project for converting 125 MWe Young-Dong power plant to 100 MWe oxy-fuel power plants is progress. In this paper, 1 D process analytical approach was applied for conducting process design and operating parameters sensitivity analysis for oxy-fuel combustion of Young-Dong power plant. As a result, appropriate gas recirculation rates was 74.3% that in order to maintain normal rating superheater, reheater steam temperature and boiler heat transfer patterns. And boiler efficiency 85.0%, CPU inlet CO₂ mole concentration 71.34% was predicted for retrofitted boiler. The oxygen concentration in the secondary recycle gas is predicted as 27.1%. Meanwhile the oxygen concentration 22.4% and moisture concentration 5.3% predicted for primary recycle gas. As the primary and secondary gas recirculation increases, then heat absorption of the reheater is tends to increases whereas superheater side is decreased, and also the efficiency is tends to decrease, according to results of sensitivity analysis for operating parameters. In addition, the ambient air ingestion have a tendency to lead to decline of efficiency for boiler as well as decline of CO₂ purity of CPU inlet.

Key Words : Oxy-fuel, Boiler, Process analysis

1. 서론

순산소 연소는 화력발전소에 적용 가능한 CO₂ 포집 기술의 하나로서, 공기에서 분리된 O₂와 재순환된 배기가스를 혼합하여 산화제로 이용함으로써 배기가스 내 CO₂를 쉽게 포집할 수 있는 장점이 있다. 현재 세계적으로 몇 개의 순산소 연소 발전소 실증 프로젝트가 진행중이며, 국내에서는 125 MWe 영동 화력 발전소를 100 MWe의 순산소 연소 겸용 보일러로 개조하기 위한 연구가 전력 연구원을 중심으로 시행되고 있다[1].

일반 미분탄 연소에서 발생하는 연소가스는 대부분 N₂와 CO₂이다. 그러나 만일 공기가 연소 전에 성분 별로 분리되고 그중 순수한 O₂만 보일러에 공급되어 연소된다면 발생하는 연소 가스는 대부분 CO₂

가 되고 그 외 H₂O, 잔여 O₂와 미량 성분들만 존재하여 쉽게 CO₂를 포집할 수 있게 되며, 처리해야할 연소가스의 양은 현저하게 감소될 것이다.

Fig. 1은 일반적인 순산소 미분탄 연소 보일러 시스템 공정도이다. 먼저 산소생산설비는 대기에서 공

Fig. 1. Oxy-combustion power generation system.

* 한전 전력연구원

** 충남대학교

† 연락저자, magenta@kepco.co.kr

기를 흡수하고 산소와 질소의 비등점을 이용하여 분리하여 95% 이상의 산소를 생산하며, 생산된 산소는 보일러 출구에서 재순환된 연소가스와 혼합되어 미분탄과 같이 연소로 내로 투입되어 연소하게 된다.

연소된 가스는 각종 전열면에서 증기측에 열을 전달한 후 온도가 저하되어 보일러 출구로 배출된다. 이때 배출된 가스온도는 가스-가스 예열기와 전기 집진기를 거치면서 계속 저하된다. 전기 집진기를 통과한 배출 가스 중 일부는 주 연소용 산소와 혼합되기 위해선 재순환되는데, 이때 재순환되는 가스를 2차 재순환 가스라 하며 2차 재순환 가스에는 수분 함량이 높다. 2차 재순환 가스를 제외한 나머지 가스는 탈황설비(필요에 따라서)와 냉각장치를 거치면서 황산화물과 수분이 제거되고 이때 가스 온도는 약 40℃ 내외로 저하하게 된다. 이중 일부 가스는 석탄 건조와 이송을 위해 재순환되며, 이 때 재순환되는 가스를 1차 재순환 가스라 한다. 저온의 1차 재순환 가스는 가스-가스열교환기를 거치면서 온도를 상승시켜 미분기에 보내지게 된다. 재순환되고 남은 나머지 가스는 CO₂ 회수 설비에 보내지게 되고 일부 비응축 가스인 불활성 가스 제거를 위해 정제 과정을 거친 후에 약 110 bar 정도로 압축하여 회수된다.

순산소 미분탄 발전시스템은 CO₂회수에 있어서 기존 발전설비에 적용하는데 있어서는 가장 가능성이 높은 시스템이나 산소생산설비 및 CO₂ 회수, 가스 재순환 설비의 추가로 기존 발전 시스템에 비해 설비구성이 복잡하고 소내 전력 소비량이 크게 증가하며 재순환계통의 황산가스 농축관련 부식발생에 대한 대책이 필요하다.

또한 순산소 연소의 경우 일반적으로 산소 순도 95% 이상 산소와 재순환 배기가스가 산화제로 사용되어 배기가스의 주성분이 이산화탄소와 수분으로 구성되므로, 공기연소의 배기가스 주성분인 질소에 비해 높은 밀도와 열용량을 가진다[2]. 따라서 화염 형태 및 복사열전달의 특성이 공기 연소에서의 특성과 다르기 때문에 이를 고려한 화로 설계 및 운전 방법이 필요하다[3]. 순산소연소에서는 높은 화염온도, CO₂, H₂O 등 주요 조성가스 등의 높은 방사율로 인해 복사 전열량이 변화될 것이고 배기 가스량 감소로 보일러 후부 대류 전열부측에서 감소된 가스 유속으로 인해 열전도계수와 열 흡수를 낮추게 하는 결과를 초래하게 되는 것이다.

그러나 이러한 문제점은 보일러 출구에서 연소가스 중 일부를 재순환 시켜서 허용 가능한 범위이내로 재순환 가스 유량을 유지하는 함으로서 해결될 수 있다. 따라서 순산소 연소에서 배기가스의 재순

환 비율은 열전달 특성을 변화시킬 수 있는 중요한 인자이다[4].

그러므로 현재 주로 개발되고 있는 순산소 연소 기술은 보일러의 배기가스를 적절히 재순환함으로써 화로내 열전달을 공기 연소시와 유사한 연소 환경을 만들고 기존의 보일러를 대부분 재활용하고 개조범위를 최소화하여 순산소 기술을 적용하는 방안들이다.

국내에서도 최근 몇 년간 영동화력 보일러를 순산소연소 보일러로 개조하는 방안에 대한 설계, 운전 및 연소 특성에 대하여 전산유체해석을 활용한 심도 있는 연구결과가 발표되었다[5-7]. 한편 보일러 계통 전체에 대한 화염측, 증기측 및 각종 보조기기들을 모사하는 공정 해석적 접근방법은 많지 않았다.

본 연구에서는 순산소 연소 실증설비인 영동1호기 보일러 계통에 대한 공정설계를 위하여 보일러 화로, 과열기/재열기/절탄기, 가스예열기, 미분기, 송풍기류, 집진기, 열교환기류, 산소생산설비 및 연소가스 냉각기등 순산소연소 발전소의 보일러 및 보조기기 전 설비에 대한 공정모델링 및 해석을 시행하였다.

기존 영동화력 1호기는 무연탄을 연소하는 전형적인 수직연소식 보일러이나, 순산소연소 보일러로 개조시에는 기존 화로의 형태는 유지하되 버너는 수평 연소식으로 변경하고 설계연료를 아역청탄으로 변경할 계획이다. 따라서 먼저 개조 보일러의 구조에 맞추어 125MW급 공기연소 모드에 대한 해석을 완료한 후 동일한 화로 조건에서 순산소연소 운전모드에 대한 해석을 시행하고, 화로내의 전열 특성을 최대한 공기연소시와 유사한 패턴이 나올 수 있는 최적의 순산소연소의 운전조건을 도출하였다. 또한 선정된 순산소연소 운전조건을 기준으로 외부 공기유입율, 1차 가스 재순환량 및 2차 가스 재순환량 등 운전변수의 민감도 예측을 시행하였다.

2. 순산소연소 보일러 실증설비 공정설계 모델링 결과

2.1. 주요기기 공정해석 방법

2.1.1. 보일러 화로

영동화력 1호기 보일러 계통 공정해석에는 한전전력연구원에서 연소 및 열평형 계산에 활용하는 SGE (SteamGen Expert) 코드를 사용하였다. 그중 보일러 화로 모듈은 각 영역에서 질량 및 에너지 평형은 1차원적 멀티존 화로 계산접근법으로 계산되나 복사열전달의 계산은 Fig. 2와 같이 3차원 격자를 생성한 후 복사열전달방정식을 적용하였다.

Fig. 2. Furnace grid generation setup.

화로내 각 영역의 입자 및 기체 혼합물의 성질은 균일하다고 가정하며 개별 영역들은 완전혼합반응기로 처리된다. 물성에는 온도, 밀도, 평균유속, 화염방사율, 기체 복사 흡수 계수, 입자복사 흡수 계수 등이 포함되고, 입자들은 기체혼합물과 같은 상향속도를 가진다고 가정된다.

석탄의 수분과 휘발분은 기체상으로 빠르게 전환되지만 고정탄소분은 입자가 흐르는 화로 높이에 따라 지수함수로 입자의 확산 또는 전환된다고 가정하였으며 전환 비율 X 는 다음 식과 같다.

$$X = 1 - \exp(-k\Delta y) \quad (1)$$

여기서 k 는 고체연료의 반응성과 관련된 상수이고 Δy 는 입자가 흐르는 수직 거리이다. 상수 k 는 95% 전환이 이루어지는 거리차에 의해 얻어진다.

$$k = -\frac{\ln(0.05)}{\Delta y_{95}} \quad (2)$$

Furnace 모듈 각 영역에서 질량과 에너지는 평형을 이루도록 계산되고, 각 영역을 떠나는 기체와 입자의 질량 유속을 계산할 때, 그 영역의 최상단 아래의 모든 질량 유속이 합해지게 된다. 각 연료 흐름의 고정탄소 전환율이 계산되고, 나머지 고체상 질량유속이 계산된 후 나머지는 기체상으로 고려된다. 마찬가지로 각각 흐름의 엔탈피 유속도 합해진다. 입자가 포함된 배기가스의 다른 성질들 즉 온도, 밀도, 복사 특성 등은 국부적 평형 상태가 이루어졌다는 가정 하에 계산된다.

질량과 에너지 밸런스는 이와 같이 각 영역별로

1차원적으로 단순한 연소 평형계산으로 계산되는 반면, 복사 전열 계산은 3차원적으로 이루어지며 DO (discrete ordinate) 모델과 복사 열전달식을 이용한다. DO 모델은 각 셀에 참여하고 있는 매체의 성질과 벽면 온도, 각 경계면의 방사율에 따라 각 셀에서 다수 방향에 따른 복사 강도를 구한다. 이때 고려되는 매체의 성질에는 온도, 기체 흡수 계수, 입자 흡수 계수 등이며 입자에 의한 산란은 무시된다. 기체 흡수 계수는 기체의 방사율과 화로 평균길이를 가지고 계산된다. 기체의 방사율은 압력, 온도, 화학종 농도와 화로 평균 길이의 함수이다.

$$k_{ag} = -\frac{\ln(1-\epsilon_g)}{L_m} \quad (3)$$

입자 흡수 계수는 입자 밀도, 입자 크기 분포, 각 개별 입자의 흡수율 등과 연관되어 있고, 이때 착산화반응에 의해 입자 크기는 변하지 않고, 또한 크기 분포도 변하지 않는다고 가정하였다. 각 영역의 복사 특성이 계산된 후에는 그 값들은 각 영역의 모든 셀에 같이 적용된다. 경계벽면 ϵ_w 는 가정해야 되고, 각 경계면의 벽면 온도는 입사열유속 q_{inc} , 벽면 방사율, 후방면 유체 온도 T_b , 벽면 저항계수 r_w 에 따라 반복계산을 통해 구해진다.

$$\epsilon_w(q_{inc} - \sigma T_w^4) = \frac{T_w - T_b}{r_w} \quad (4)$$

입사열유속은 반구형 앵글에 따른 근처 셀의 복사 강도를 통해 구해진다. 각 영역의 전체 열전달은 그 영역의 각 셀에 계산된 열전달을 합하여 구할 수 있

다. 각 영역에서 계산된 열전달량은 전체 에너지 평형과 배기가스를 갱신하는데 사용된다.

전체 계산결과를 얻는 방법은 다음과 같은 순서로 진행된다. 화로가 3차원 계산 격자 구조의 멀티영역으로 나누어지고, 고체 연료 좌 변환과 질량 평형이 각 영역에서 계산된다. 그 다음 각 영역에서의 에너지 평형 계산에 의해 기체 온도와 다른 여러 성질 값들을 구한다. 각 영역의 복사특성이 그 다음에 계산되고, 이는 각 영역의 셀에 할당된다. 그 후 3차원 DO 모델에 의한 복사 전열 계산이 되고, 경계벽면 온도가 갱신된다. 마지막으로 각 영역의 열손실이 계산된다. 그 다음은 에너지 평형 계산에 열손실을 고려하여 반복 계산 과정이 시작되며 수렴기준을 맞추게 되면 반복계산을 종료한다.

2.1.2. 열교환기모듈

열교환기 모듈은 대류부 과열기, 재열기, 절탄기, 공기에열기들을 모델링하는데 사용된다. 열교환기는 다수의 튜브와 종 횡적으로 구성된 박스로 일반화 될 수 있다. 튜브들은 셸측 유체 흐름 방향에 따라 일정하게 또는 지그재그 형태로 배열될 수 있다. 열교환기 모듈은 셸측과 튜브측 유체 사이에 교환되는 열과 주위 벽에 전열되는 열과 열교환기 각각의 셸측과 튜브측에서 발생하는 압력강하를 계산한다. 열교환기 서브모듈은 셸측과 튜브측 유체를 포함한 각 튜브열의 전단과 후단에서의 온도, 엔탈피, 압력 값들을 계산한다. 유체가 포화된 물인 경우 건조도가 계산되고 각 튜브열에서 튜브벽면을 통해 교환되는 열의 양이 계산된다. 튜브 열 i 에서 튜브벽면을 통해 교환되는 열의 양 q_i^e 는 다음과 같이 표현된다.

$$q_i^e = A_i h_i \left(\frac{T_i^s + T_{i+1}^s}{2} - \frac{T_i^t + T_{i+1}^t}{2} \right) \quad (5)$$

여기서 A_i 와 h_i 는 각각 튜브면적과 튜브 외경을 통한 전체 전열상수를 나타내고, T_i^s 와 T_{i+1}^s 는 각 튜브열 전후의 셸측 유체 온도를 가리키며, T_i^t 와 T_{i+1}^t 는 각 튜브열 전후의 튜브측 온도를 의미한다.

열전달을 계산하기 위하여 튜브열 전후의 평균온도를 사용하였다. 튜브열 1 근처의 Enclosure 벽면에 전해지는 열, q_i^w 는 다음과 같이 표현된다.

$$q_i^w = A_i^w h_i^w \left(\frac{T_i^s + T_{i+1}^s}{2} - T_{amb} \right) \quad (6)$$

여기서 A_i^w 와 h_i^w 는 각각 enclosure 벽의 면적, 셸측과 분위기 사이의 전체 전열 상수 즉, 주변온도를 뜻

한다. 교환되는 열 q_i^e 는 튜브측과 셸측 유체에서 발생하는 엔탈피 변화와 관련이 있다.

$$q_i^e = \dot{m}^t (H_{i+1}^t - H_i^t) = \dot{m}^s \overline{C_{p,l}^t} (T_{i+1}^t - T_i^t) \quad (7)$$

$$q_i^e = \dot{m}^s (H_{i+1}^s - H_i^s) = \dot{m}^s \overline{C_{p,l}^s} (T_{i+1}^s - T_i^s) \quad (8)$$

여기서 $\dot{m}^t$ 와 $\dot{m}^s$ 는 튜브측과 셸측의 유량, H_i^t 와 H_i^s 는 튜브측과 셸측의 엔탈피, $\overline{C_{p,l}^t}$ 와 $\overline{C_{p,l}^s}$ 는 튜브와 셸측 유체의 평균 열용량을 나타낸다. 전체 전열상수, h_i 는 튜브내의 대류 전열 저항, 튜브내 파울링 저항, 튜브벽을 통한 열전도 저항, 튜브 외부의 파울링 저항, 튜브 외부의 대류부 전열 저항, Enclosure 벽 전열 상수등 다양한 부분으로 구성되고, H_h^w 는 벽면 내부의 대류부 전열 저항과 주변 유체와 내부벽 사이의 저항 등으로 구성되어 있다. 주변 유체와 내부벽 사이의 저항은 사용자에 의해 정의되며, 튜브벽면을 통해 전도될 때 발생하는 전열 저항은 다음과 같이 표현된다.

$$\gamma_{tw} = \frac{d_o \ln \frac{d_i}{d_o}}{2\lambda} \quad (9)$$

여기서 d_o , d_i , λ 는 각각 튜브 외경, 튜브 내경, 열전도도를 나타낸다.

튜브측 대류 전열 상수는 Nusselt 수, Nu를 이용하여 계산되며 이 Nu 값은 Reynolds 수 Re와 Prandtl 수, Pr의 함수이다.

$$Nu_t = 0.0133 Re_t^{0.84} Pr_t^{0.333} \quad (10)$$

셸측 대류부 전열상수는 Re수와 Pr수, 튜브 구성에 의한 함수로 계산된다.

$$Nu_t = a Re_s^m Pr_s^{0.333} \quad (11)$$

여기서 a 와 m 은 Re수에 의해 결정되는 상수들이다. 튜브측에서 발생하는 압력강하는 튜브내의 Re수, 튜브 내경, 튜브의 Roughness에 관련되며 튜브측 압력강하 ΔP_t 는 다음과 같이 표현된다.

$$\Delta p_t = k_{loss}^t \frac{\rho v^2}{2} \quad (12)$$

여기서 k_{loss}^t 는 손실 계수(loss coefficient)와 튜브길이 L과 튜브 내경 d_i 에 의해 계산된다.

$$k_{loss}^t = \frac{L}{t^2 d_i} \quad (13)$$

튜브 각열의 쉘측에서 발생하는 압력강하 Δp_s 는 다음 식으로 표현될 수 있다.

$$\Delta p_s = k_{loss}^s \frac{\rho v^2}{2} \quad (14)$$

여기서 k_{loss}^s 는 손실 계수이고 v 는 튜브 사이의 속도이다.

바둑판형 전열면 배치형태에서의 상수, k_{loss}^s 는 다음과 같다.

$$k_{loss}^s = 2.8 \left[0.044 + 0.08 \frac{p_r}{(p_c - 1)^{0.43 + 1.13/p_r}} \right] Re^{-0.15} \quad (15)$$

지그재그형 전열면 배치 형태에서의 k_{loss}^s 는 다음과 같다.

$$k_{loss}^s = 2.8 \left[0.25 + \frac{0.118}{(p_r - 1)^{1.08}} \right] Re^{-0.16} \quad (16)$$

여기서 p_r 는 튜브열 간격과 튜브외경의 비율이고, p_c 는 칼럼 간격과 튜브외경의 비율이다.

전열상수와 압력강하 등은 비선형이기 때문에 방정식들은 반복 계산을 통해 구해진다. 주어진 전열상수들과 평균 열용량 상수들의 초기 추측값들 사용하여 각각 선형 방정식으로 형성된 방정식들은 가우스 소거법을 통해 해를 구할 수 있다. 그 후 유체 성질들은 갱신되고 이때 구해진 값들을 가지고 다시 새로운 전열상수들, 압력강하, 평균 열용량 등을 구할 수 있으며 수렴조건이 만족될 때까지 반복된다.

2.2. 100 MWe 영동화력 순산소연소 공정설계 결과

2.2.1. 공기연소조건 모델링 및 신뢰도검증

실증대상 설비는 영동화력 발전소로서 정격 발전기 출력 125 MW, 증발량 420 t/h로서 Fig. 3과 같은 형태의 수직연소식 드럼보일러이며 주증기 및 재열증기의 조건은 각각 541℃ / 131 kg/cm² 및 541℃ / 31.5 kg/cm²이다.

본 연구에서는 기존의 영동 125 MWe 급 무연탄 연소 보일러를 100 MWe급의 아역청탄을 사용하는 신규 개념의 보일러로 개조하는 것을 가정하였고 증기조건 및 기타 설비조건 등은 동일하게 사용하였다.

Table 1은 영동화력의 당초 설계탄인 무연탄과 순산소 연소 개조시 적용 설계탄의 성상을 비교한 도

Fig. 3. Layout drawing of YoungDong#1.

Table 1. Design coal for existing and retrofit boiler

Coal Analysis		기존 설계탄	순산소 설계탄
Total Moisture(asfired)	Total Moisture(asfired)	10	22
	Moisture	3.2	10.3
	Ash	38.7	3.5
	Volatile Matter	3.9	40.0
	Fixed Carbon	54.2	46.2
	Total	100	100
HHV, kcal/kg(as fired)		4400	5800
원소분석, WT. %	Carbon	자료미상	58.22
	Hydrogen	"	4.1
	Oxygen	"	15.58
	Sulfur	"	0.41
	Nitrogen	"	0.82
	Ash	"	2.87
	Total	"	100
IDT (Red) degC		1240	1150

표로서 선정된 개조보일러의 설계탄은 발열량이 약 5,800 kcal/kg인 아역청탄(Sub-bituminous) 계열이다.

먼저 기존 조건의 보일러 모델링을 위하여 먼저 영동화력의 설계도면 기준으로 각 기기별 형상 모델링

Fig. 4. Process analysis model for 125 MWe Young-Dong air combustion boiler system.

을 시행하고 기술규격 및 2010년 성능시험 Data를 기반으로 튜닝을 하였다.

Fig. 4는 기존 영동화력 보일러 계통에 대한 공정 해석 모델링 결과이다.

Table 2. Comparing measured and simulation results for heat absorption

구분	구분	실측	공정예측	편차	오차율
열 흡수율	절탄기	17,224	23,056	-5,832	-33.8 %
	증발기	130,676	127,221	3,454	2.64 %
	과열기1	54,305	53,701	603	1.11 %
	과열기2	55,535	53,269	2,266	4.08 %
	재열기	39,290	39,446	-156	-0.4 %
	합계	297,030	296,694	336	0.1 %

Table 3. Comparing measured and simulation results for temperature

구분	122MW 실측		공정예측		비고
	유량	온도	유량	온도	
급수	323.65	234.8	323.65	234	
절탄기출구	323.65	274.7	323.65	286	
드럼	323.65	332.2	323.65	334.7	
과열기1출구	313.75	474.5	323.65	480.4	
과열저감기	51.2	170	51.2	170	
과열기2입구	364.8	373.6	364.8	375.6	
과열기2출구	364.8	543.9	374.8	541	
재열기입구	326.1	345.3	326.13	345	
재열기출구	326.1	537.5	326.13	538	

영동 1호기 공정해석 모델에 대한 신뢰도 검증을 위하여 2013년 4월 25일 오후 15:30 1호기 실측운전 data와 해당 운전입력 조건의 시뮬레이션 결과를 비교하였다. 영동 1호기는 당초 무연탄을 기준으로 설계되었으나 연료 수급여건 및 연료비 절감의 목적에 따라 해당일자에서는 수입무연탄 25%, 아역청탄 Jembayan 25%, 아역청탄 ABK 50%가 혼탄연소되고 있었으며 시뮬레이션에서도 동일하게 반영하였다. 실측 data와 시뮬레이션 결과를 비교결과 Table 2, 3과 같이 만족할 만한 신뢰도를 확인할 수 있었다.

2.2.2. 순산소연소 보일러계통 공정 모델링

공기연소조건에서 적용된 모델의 형상을 그대로 두고 순산소 연소에 개조에 필요한 1차 2차 재순환덕트, 산소생산설비, 연소가스 냉각기 등 보조기기를 추가하여 모사하였고 버너의 형식은 기존 수직 연소식을 수평 연소식으로 개조하는 설계를 적용하였다.

Fig. 5는 영동화력 보일러 계통의 순산소연소 공정해석 모델링 결과이며 공정설계시 적용한 주요사항은 다음과 같다.

- 배기가스 재순환율을 최종과열기 최종재열기의 출구 온도 정격유지를 위한 찾아 기준으로 설정하였다.
- 2차 가스의 재순환은 버너에서 안정된 화염 유지와 보일러의 열전달 프로파일을 제어하는데 목적을 두고 선정하였으며 가스-급수가열기의 전 후단에서 취출하였다.
- 1차 가스의 재순환은 SO_3 나 HCl 같은 용해성 산성기체 성분을 제거하기 위하여 사전에 냉각, 응

Fig. 5. Process analysis model for 100 MWe Young-Dong Oxy-fuel combustion boiler system.

축으로 세정되고, 미분기에 공급되기 전에 재가 열되게 구성하여 석탄이송에 적합한 제약조건을 만족하도록 하였다.

- 각 흐름별 요구되는 산소농도, 수분제한치, SOx 제한치를 만족시키기 위한 공정을 구성하여 적용하였다.
- 영동화력의 순산소연소 개조는 실증실험의 목적을 가지기 때문에 설비의 특성상 CPU(CO₂ Purification Unit) 용량을 최소화 하기 위하여 연소가스 일부는 stack으로 배출하는 조건을 적용하였다.

최종 도출된 100 MWe 기준조건 순산소 연소 설계의 공정해석 결과는 Table 4와 같다.

Table 4. The major process analysis Modeling results

유량 (kg/h)	O ₂ 주입	coal	2차가스 재순환		1차가스 재순환	stack	CPU		
			CFGR	SFGR					
		81,605	41663	79,200	214,200	174,333	110,693	10,000	
가스 온도 (℃)	과열기 입구	과열기 출구	절탄기 입구	절탄기 출구	2차재순환		1차 재순환		
					CFGR	SFGR			
		1149	927	503	394	250	165	99	
증기 온도 (℃)	급수	절탄기 출구	증발기 출구	과열기 1입구	과열기 1출구	과열기 2출구	재열기 입구	재열기 1출구	재열기 2출구
		229	285.7	330.2	337.5	386.1	541.0	326.0	413.7
농도 (%)	ASU O ₂	2차재순환 O ₂	1차재순환 O ₂	1차재순환 H ₂ O	CPU입구 CO ₂				
	95.3%	27.08	22.44%	5.3%	71.34%				

공정해석 결과 영동화력은 순산소 연소조건에서도 공기연소조건과 유사한 운전제어를 위해서는 과열기 및 재열기 온도를 정격으로 유지시키는 것이 필요하며, 이를 위해서는 재순환율은 약 74.3%로 맞춰야 정격 증기온도를 유지가능 하며 전반적인 열전달 패턴을 공기 연소시와 유사하게 맞추는 것이 가능하다는 결론을 얻었다. 이 결과는 재순환 비율을 70~75%로 추천한 Wei Zhou 및 John Smart, 등의 연구결과[8,9]와 유사하다. 2차 재순환 가스흐름내 산소농도는 27.08%였다. 이 결과는 순산소연소시 공기연소조건과 동일한 전열량을 확보하기 위해서 산화제내 산소 농도를 27%를 이상으로 제시한 김[6]의 전산유체해석을 통한 연구결과 조건을 만족한다.

1차 재순환 가스 흐름내 산소농도는 22.44%이며 수분 농도는 5.3%로서 안정된 착화 및 석탄 이송중 막힘을 방지하기 위한 조건을 만족하며, CPU(CO₂

Fig. 6. Gas temperature profile comparison for air and oxy-PC combustion.

Fig. 7. Steam temperature profile comparison for air and oxy-PC combustion.

Purification Unit) 입구 기준 $\text{CO}_2(\%)$ 농도는 71.34% (mole fractions 기준)였다.

Fig. 6 및 7은 각각 공기연소와 순산소연소의 가스온도와 증기온도 프로파일을 비교한 그림이다.

순산소연소시 화로출구온도(대류전열면 입구온도)는 공기연소시 보다 약간 낮으며, 전체적으로 큰 변화 없이 운전가능하며 각 전열면 별 증기온도는 정격으로 유지 가능한 것으로 예측되었다.

3. 순산소 보일러 계통의 운전변수 민감도 분석

3.1. Secondary 가스 재순환량 민감도

순산소 연소 보일러의 출구에서 배출된 연소가스는 가스에열기 및 전기 집집기를 거치게 되는데, 그 중 일부를 보일러로 재순환시켜 보일러의 열전달 프로파일을 제어하는 기능을 하며, 이때 재순환 되는 가스를 2차 재순환 가스라 한다.

상기 2차 가스 재순환량의 민감도를 분석하기 위하여 가스-급수가열기의 후단에서 취출되는 2차 가스의 유량이 기준치 대비 5%씩 증감하는 경우에 따른 영향을 예측하였다.

Fig. 8은 과/재열기 출구 온도변화를 예측한 결과로서, 재순환 유량이 증가하면 재열기 출구온도는 상승하고 과열기 출구온도는 감소하는 경향이 나타나고 있다. 상기 결과는 가스 재순환량의 증가에 따라 화로내 수냉벽에서의 열전달은 감소되고 대류 전열면에서의 열흡수가 증가됨에 따른 것으로서, 기존의 발전소중 가스 재순환 설비를 채택한 보일러에서 나타나는 경향과 유사하다.

Fig. 9는 2차 가스 재 순환량 변화에 따른 화로출구(대류 전열면 입구) 가스온도 변화 온도변화를 결과이며 2차 가스의 유량증가에 따라 화로출구(대류 전열면 입구)의 가스온도는 감소되는 것으로 예측되나 온도변화폭은 약 12°C 로서 일반적인 가스온도 운

Fig. 8. The effect of secondary gas recirculation on superheater and reheater outlet temperature.

Fig. 9. The effect of secondary gas recirculation on furnace exit gas temperature.

Fig. 10. The effect of secondary gas recirculation on boiler efficiency.

전조건을 고려시 큰 편차는 아닌 것으로 판단된다.

Fig. 10은 2차 가스 재순환량 변화에 따른 보일러 효율변화 경향을 나타낸 그림이다. 2차 가스 재순환량이 증가할수록 보일러 효율은 감소되는 경향을 나타낸다. 이 때 효율증대를 위해서 가스 재순환량을

Fig. 11. The effect of secondary gas recirculation on gas temperature.

감소시키면 과열기 온도가 증가 할 것이다. 이 경우 다른 운전변수(예: 과열저압기, 대류전열면 가스분배 밸브 조정 등)를 병행 조정하는 방법을 고려할 수도 있다.

Fig. 11은 2차 가스 재순환량 변화에 따른 재순환 온도변화이다. 2차 가스 재 순환량이 증가될수록 재 순환가스의 온도가 상승되게 되므로 해당 송풍기의 베어링 등 부속에 나쁜 영향을 미칠 가능성이 있을 것이다.

3.2. Primary 가스 재순환량 민감도

2차 재순환 가스를 제외한 나머지 가스는 탈황설 비(필요에 따라서)와 냉각장치를 거치면서 황산화물과 수분이 제거된다. 이중 일부 가스는 석탄 건조와 이송을 위해 재순환 되며, 이 때 재순환 되는 가스를 1차 재순환 가스라 한다.

상기 1차 가스 재순환량의 민감도를 분석하기 위하여 재순환 가스의 유량이 기준치 대비 5%씩 증감하는 경우에 따른 영향을 예측하였다.

Fig. 12는 1차 가스 재순환량 변화에 따른 보일러 효율변화 경향을 나타낸 그림이다. 1차 가스의 재순환량 유량이 증가하면 재열기 출구온도는 상승하고 과열기 출구온도는 감소하는 경향이 나타나며 과열기의 변동폭은 24℃, 재열기는 8℃로서 과열기측의 민감도가 상대적으로 크게 나타난다.

Fig. 13은 1차 가스 재순환량 변화에 따른 화로출구 가스온도 변화 경향을 나타낸 그림이다. 1차 가스의 재순환량은 화로출구의 가스온도변화에 영향을 미치며 1차 가스의 유량증가에 따라 화로출구의 가스온도는 감소되나 온도변화폭은 약 6℃로서 민감도는 적다.

Fig. 14는 1차 가스의 재 순환량 변화에 따른 보

Fig. 12. The effect of primary gas recirculation on superheater and reheater outlet temperature.

Fig. 13. The effect of primary gas recirculation on furnace exit gas temperature.

Fig. 14. The effect of primary gas recirculation on boiler efficiency.

일러 효율변화 경향을 나타낸 그림이다. 1차 가스 유량이 증가할수록 보일러 효율이 감소되는 경향을 나타내며 변동폭이 약 1.4%로서 민감도가 크게 나타난다.

3.3. 외부공기 ingress 민감도

미분탄을 연소하는 영동화력 보일러는 화로내 압력을 대기압 이하로 운전하기 때문에 기기의 기밀이 완벽하지 못한 부위를 통하여 외부 공기가 유입되게 된다. 기준조건에서 상기 공기 유입량은 보일러 부위는 연소가스량의 1.48%이고 전기집진기 부위에서는 1.11%이며 각각의 부위에서 기준치의 0.5 배식 누설율이 증가 되는 경우에 대한 운전특성 민감도를 예측하였다.

Fig. 15는 외부공기 유입유량 비율 변화에 따른 과/재열기 출구 온도변화 경향이다. 외부공기 ingress 유량이 증가하면 최종과열기 출구 증기온도는 감소하고 재열기 출구증기온도는 상승하는 경향이 나타나며 보일러측의 외부공기 유입의 영향이 전기집진기측의 경우보다 민감하게 나타난다. 또한 보일러측의 외부공기 유입유량 비율은 재열기보다 과열기의 온도변화에 미치는 영향이 크다. Fig. 16은 외부공기 유입유량 비율 변화에 따른 화로출구 가스온도 변화이다. 보일러측 외부공기 유입 유량이 증가하면 화로출구온도가 감소되는 경향이 나타나는 반면 전기집진기측 외부공기 유입은 큰 변화를 발생시키지 않는다.

Fig. 17은 외부공기 유입유량 비율 변화에 따른 보일러 효율의 변화이다. 외부공기 유입은 보일러 효율의 감소를 발생시키며 특히 보일러 부위에 누설이 상대적으로 민감하게 나타난다.

Fig. 18은 외부공기 유입유량 비율 변화에 따른 CPU (CO₂ Purification Unit) 입구 CO₂ 순도 변화이다. 외부공기의 유입 증가에 따라 직접적으로 CPU 입구 기준 CO₂의 농도가 감소에 크게 영향을 미치므로 순산소연소 보일러의 설계에서 밀봉장치의 중요성이 크다. 따라서 제매기 관통부, 맨홀, Roof 튜브 관통부, 익스펜션 조인트 및 각종 계측기 관통부등에 대한 밀봉에 많은 관심이 필요할 것이다.

Fig. 15. The effect of ambient air ingress on superheater and reheater outlet temperature.

Fig. 16. The effect of ambient air ingress on furnace exit gas temperature.

Fig. 17. The effect of ambient air ingress on boiler efficiency.

Fig. 18. The effect of ambient air ingress on CO₂ purity at CPU entrance.

4. 결 론

영동화력 1호기의 순산소 연소 개조에 대한 공정 설계 및 운전변수별 민감도 예측을 보일러 계통에 대한 공정 해석적 접근방법으로 시행하였다. 그 결과 100 MWe 급 영동화력 보일러에 대한 순산소 연소 개조시에 기존의 공기연소조건과 유사한 열전달 패턴과 과열기 및 재열기 온도를 정격으로 유지시키기 위한 가스재순환율은 약 74.3%이며, 보일러 효율은 85.0%, CPU(CO₂ Purification Unit) 입구 CO₂(%) 농도는 71.34% (mole)로 예측되었다.

또한 기준조건에서 2차 재순환 가스 흐름내 산소 농도는 27.1%이고, 1차 재순환 가스 흐름내 산소 농도는 22.4% 수분 농도는 5.3%로 예측되는바 안정적인 운전이 가능할 것으로 판단되었다.

도출된 순산소 연소 기준조건에서 1차, 2차 가스 재순환량의 변화 및 외부공기 유입등 운전변수가 미치는 영향성을 분석한 결과, 1차 및 2차 재순환 가스량이 증가하면 과열기측의 열흡수는 감소하고 재열기측은 증가되며, 효율은 감소되는 경향이 예측되었다. 아울러 외부공기 유입 증가시 보일러 효율이 감소됨은 물론이고 CPU 입구 CO₂ 순도 저하가 급격하게 발생되므로 설비 밀봉이 성능관리에 매우 중요한 요인임을 알 수 있었다.

후 기

본 연구는 2011년도 지식경제부의 재원으로 한국 에너지기술평가원(KETEP)의 지원을 받아 수행한 연구과제(2011T100200203)의 일환으로 수행되었습니다.

참고문헌

- [1] Terry Wall, Jianglong Yu, "Coal-Fired Oxyfuel Technology Status and Progress to Deployment", The Clearwater Clean Coal Conference: The 34th International Technical Conference on Clean Coal & Fuel Systems, 2009.
- [2] Wall, Terry F, "Combustion Processes For Carbon Capture", Proceedings of the Combustion Institute, Vol. 31, No. 1, pp. 31-47, 2007.
- [3] Choi, J. J. Kim and J. Kim, 2007, An overview of research and development activities of USC, IGCC and Oxy-fuel Combustion in Korea, Challenges of power engineering and environment, pp. 139-142.
- [4] Robert M. Davision, Stanley O. Santos, "Oxyfuel Combustion of Pulverised Coal", IEA Clean Coal Centre, 2010.
- [5] 채태영, 박상현, 홍재현, 양원, 이상훈, 류창국, "전산유동해석을 이용한 100 MWe급 석탄 순산소 연소실증 보일러의 설계 및 운전조건 평가", 한국연소학회지, Vol.16, No.2, pp. 1-8, 2011.
- [6] 김정은, 박상현, 김영주, 김혁필, 류창국, "100 MWe급 석탄 순산소 연소 실증 보일러의 연소 특성에 대한 전산유동해석 연구", 제 44회 KOSCO SYMPOSIUM 초록집 pp. 337-339, 2012.
- [7] 김정은, 박상현, 김영주, 김혁필, 류창국 "100 MWe급 석탄 순산소 연소 보일러의 탄종별 연소 특성에 대한 전산해석 연구" 45회 KOSCO SYMPOSIUM 초록집, 2012.
- [8] Wei Zhou, David Moyeda, "Process Evaluation of Oxy-fuel Combustion with Flue Gas Recycle in a Conventional Utility Boiler", Energy Fuels, Vol. 24, No. 3, pp.2162-2169, 2010.
- [9] John Smart, Gang Lu, Yong Yan, Gerry Riley, "Characterisation of an oxy-coal flame through digital imaging", Combustion and Flame, Vol. 157, No. 6, pp. 1132-1139, 2010.

논문접수일 : 2013. 11. 17

심사완료일 : 2013. 12. 11