

기존 가정용 보일러 및 신형 물분사 폐열회수 보일러에 대한 수소 연료의 평가

이창언^{1†} · 김대훈² · 박태준² · 문석수¹

¹인하대학교 기계공학부, ²인하대학교 대학원 기계공학부

Analysis of Hydrogen Fuel for Existing Domestic Boilers and New Heat Recovery Boilers with Water Spray

CHANG-EON LEE^{1†}, DAEHOON KIM², TAEJOON PARK², SEOKSU MOON¹

¹Department of Mechanical Engineering, Inha University, 100 Inha-ro, Michuhol-gu, Incheon 22212, Korea

²Graduate School of Department of Mechanical Engineering, Inha University, 100 Inha-ro Michuhol-gu, Incheon 22212, Korea

[†]Corresponding author :
chelee@inha.ac.kr

Received 30 January, 2020

Revised 10 April, 2020

Accepted 30 April, 2020

Abstract >> Hydrogen is evaluated as one of new energy sources that can overcome the limitations and pollution problems of conventional fossil fuels. Although hydrogen is free from CO₂, attention is required in NO_x emission and flame stability in order to use hydrogen in existing gas fuel system. This study investigates the differences in operating characteristics and its problems to be modified when the hydrogen is used as fuel for existing domestic boilers and new heat recover boilers with water spray. When the hydrogen is used in domestic boilers, the efficiency is about 6–7% lower than methane due to higher partial vapor pressure in the exhaust gas at usual operating conditions above 60°C in combustion chamber outlet temperature. On the other hand, the heat recovery boiler with water spray (HR-B/WS-X) is expected to achieve up to 95% efficiency, which is 12% more efficient than conventional boilers. It can also significantly reduce NO_x emission by lowering the flame temperature.

Key words : Hydrogen boiler(수소 보일러), Water spray(물분사), Heat recovery boiler(폐열회수 보일러), Chain-block analysis(체인 블록 해석), High efficiency(고효율), Low NO_x emission(저공해)

Nomenclature

Ba-B : Basic Boiler
HR-B : Heat Recovery Boiler

HR-B/WS : HR-B with Water Spray
H_{hiv} : Higher heating value (kJ/kmol)
ΔH_u : Used energy (kJ/kmol) :
n_i : Mole number of each species (kmol/h)

| | |
|----------|--|
| P, P_i | : Pressure, partial pressure (bar) |
| Q_i | : Relative energy ($\Delta H_i/H_{hhv}$) |
| α | : Air ratio |
| β | : Performance index of heat exchanger |
| γ | : Relative humidity (%) |

Subscripts

| | |
|--------|------------------------|
| A | : Air |
| C | : Combustion chamber |
| G | : (Exhaust) Gas |
| DA | : Dry components in A |
| DG | : Dry components in G |
| R | : Reservoir |
| V | : Vapor |
| SV | : Saturated Vapor |
| TW | : Total Water |
| W | : Water (liquid) |
| CW | : Condensed Water |
| SW | : Sprayed Water |
| X | : Heat exchanger |
| AX | : Air side of X |
| GX | : Gas side of X |
| af | : adiabatic flame |
| dp | : dew point |
| i | : inlet |
| o | : outlet |
| pr, re | : preheated, recovered |

1. 서론

현재 인류가 당면하고 있는 가장 큰 문제 중 하나는 기존 화석 연료의 유한성과 환경오염 문제이며, 최근 이를 극복하기 위해 새로운 에너지원의 개발에 많은 노력이 집중되고 있다. 수소는 시스템의 큰 변경 없이 기존 화석 연료를 대체할 수 있으며, CO₂를 생성하지 않는 장점을 가지고 있어 궁극적으로 기존 화석연료의 문제점을 해결할 수 있는 새로운 에너지

원으로 평가받고 있다^{1,2)}. 그러나 수소는 화염(flame) 연소를 통해 에너지를 얻는 경우에는 기존 가스 연료에 비해 화염온도가 높아 thermal NO_x 발생량이 많고, 또 연소 속도가 매우 빨라 화염 안정성 등의 문제점이 발생할 가능성이 있다³⁾.

현재 수소 이용 분야로 집중적으로 실용화가 진행되는 곳은 연료전지(fuel-cell) 분야이며, 주로 전기 생산과 자동차에 활용되고 있다^{4,5)}. 수소 촉매(catalytic) 연소 방식은 화염 연소 방식에 비해 NO_x 배출을 현저히 억제할 수 있어 유망한 수소 이용 방식으로 알려져 있다⁶⁾. 이 방식을 이용하는 예로 가정용 히터에 대한 연구⁷⁾, 효율 80% 정도의 조리기기에 대한 연구⁸⁾가 있다.

수소는 점화 온도가 높아 CI 엔진보다는 SI 엔진에 더 적합하며, 빠른 연소 속도로 인해 가솔린 연료보다 엔진 효율을 더 향상시킬 수 있다⁹⁾. 그러나 연소 속도가 빨라 역화, 노킹 등의 이상 연소가 발생하기 쉽다. Dhyani와 Subramanian¹⁰⁾은 수소 스파크 점화 엔진 연구에서 EGR 및 물분사 기술을 이용하여 역화, 노킹 등의 이상 연소를 제어하는 방법을 제시하였다. 또 NO_x 배출량은 EGR보다는 물분사 방식이 훨씬 효과적임을 논의하였다¹¹⁾.

수소 혹은 수소 함량이 높은 개질 가스를 가스터빈에 사용하려고 시도되고 있다. du Toit 등¹²⁾은 수소의 전반적인 연소 특성에 대해 리뷰하고 있으며, 가스 터빈을 중심으로 사용 가능한 버너 기술을 체계적으로 소개하고 있다. Ditaranto 등은 IGCC 혹은 예연소 CO₂ 포집(pre-combustion CO₂ capture) 기술에서 얻어지는 수소 고농도(85%) 개질 가스를 대상으로 NO_x 배출 문제를 해결하기 위해 EGR 공정을 추가한 새로운 발전 사이클을 대상으로 연소 및 공해 성능¹³⁾, 시스템 성능¹⁴⁾에 대해 검토하였다. 이들 연구에서 수소는 통상의 천연가스보다 EGR율을 60% 정도로 높게 적용할 수 있으며, 이 경우 효율은 다소 감소하나 출력은 거의 동일하게 유지하면서 NO_x는 현저히 감소시킬 수 있음을 제시하였다.

Ditaranto 등¹⁵⁾은 기존 정유 히터를 수소 연료용으로 개조하는 연구에서 수소의 NO_x 발생량은 화염

유로(AX)-배기유로(GX)가 분리된 대향류 열교환기를 사용한다. 단, HR-B/WS-X의 경우에는 AX의 공기유로에 물을 분사하는 노즐이 설치되어 있다. AX로 분사된 물은 증발하면서 폐열 회수량을 증가시키고, 또 화염온도를 저감하여 NO_x 발생을 억제하는 역할을 한다. 오른쪽 아래에는 응축수 저장조(reservoir, R)가 있으며, C, X에서 발생한 응축수를 저장하고 이를 AX로 재순환시킨다.

Fig. 1에서 점선으로 표시한 것은 이전에 제안한 체인-블록 구조²⁰⁾를 나타낸다. 본 HR-B/WS-X 시스템은 내부 구조가 비교적 복잡하며 또 내부만을 순환하는 인자도 포함하고 있어, 부품의 성능까지 해석하기 위해서는 시스템을 여러 부분(block)으로 세분화하여 해석하는 것이 편리하다. 또 일부 부품은 요구 정보에 따라 여러 블록으로 나누어지기도 한다. 그림에서 AX0, C1, C2와 같이 블록에 첨부된 숫자는 계산 순서를 나타낸다. 각 블록에는 입-출구 상태량이 기술되어 있으며, 이 중 굵은(bold) 문자가 각 블록의 미지수에 해당한다. 각 블록은 독립적인 질량/에너지 보존식을 갖는다. 체인 블록은 선행 블록의 출구조건이 다음 블록의 입구조건이 되도록 연결된 것을 지칭한다. 이와 같은 체인 블록들을 순차적으로 해석하면 전체 시스템의 입/출구 상태가 저절로 얻어져 시스템 성능, 부품의 설계정보 및 운전 상태가 쉽게 얻어진다.

본 연구에서는 다음의 3종류 보일러를 대상으로 성능을 해석하였다. Ba-B는 Fig. 1의 C로만 구성된 기본 보일러이며, HR-B는 Ba-B에 단순히 폐열 회수기가 추가된 것이며, HR-B/WS-X는 Fig. 1과 같은 물 분사 폐열 회수하는 보일러를 지칭한다.

Fig. 2는 체인-블록 해석법의 계산 과정을 보여주는 것으로 크게 네 부분으로 나누어진다. 첫 부분은 초기 자료(inidata)를 정립한 곳으로, Table 1의 반응양론계수, Table 2의 보일러 작동 조건을 정립한다(3.1절). 둘째 부분은 작동 유체의 열물성치(thermal properties)를 구하는 부분이다. 비열, 엔탈피, 포화증기압, 이슬점을 구하는 함수가 저장되어 있다(3.2절). 세 번째는 각 블록에서 질량/에너지 보존식을 이용

하여 출구 조건들을 계산한다(3.3절). 마지막으로, Efficiency-Output에서는 시스템의 입/출구 상태를 이용하여 효율을 결정하며, 또 각 부품들의 설계사양을 도출 한다(3.4절). 그림의 계산과정은 T_{Co}를 가변 변수로 하여 계산하고 있다. R4 블록에서 정해지는 T_R이 선행 블록인 AX0에 영향을 미치지 때문에 초기 가정치를 이용하여 반복 계산 한다. Ba-B (β=0)인 경우에는 C2 이후에 바로 효율을 계산한다. 또 물분사를 포함한 HR-B인 경우에는 R4까지 계산한 후에 효율을 계산한다.

3. HR-B/WS-X 성능 해석법

본 해석법에서는 앞에서 언급한 각각의 체인-블록

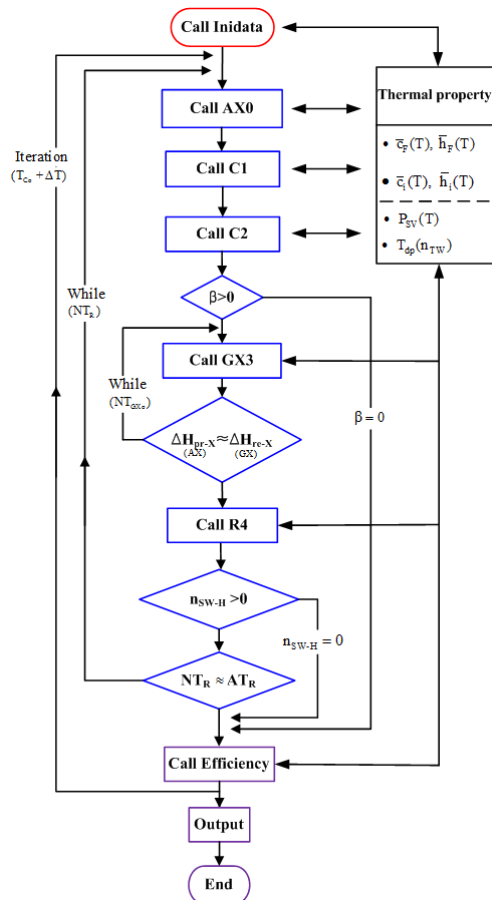


Fig. 2. Flow chart of the chain block analysis method

에 해당하는 질량/에너지 보존식을 이용하여 부품들의 설계사양, 운전 상태 및 시스템 성능을 구한다. 단, 외부로의 열손실(1-2%), 작동 유체의 속도 및 위치 에너지는 무시하였다.

3.1 초기 정보(initial data)

3.1.1 총괄 반응식

본 해석 프로그램은 임의 연료(C_xH_y) 1 kmol/h을 연소하는 시스템(표준 시스템)을 대상으로 작성되어 있다. 입열량(Q_m) 50,000 kcal/h인 가정·업무용 보일러를 상정하고, 도시가스(CH₄로 단순화)에서 H₂로 교체한 경우를 비교하여 수소 보일러의 장단점을 검토한 것이다.

총괄 반응식을 Fig. 1의 구조에 적합하게 건가스, 습가스(H₂O 성분)를 분류하여 작성하면 식 (1)과 같이 쓸 수 있다.

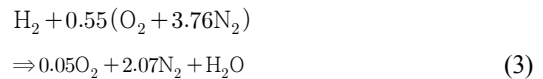
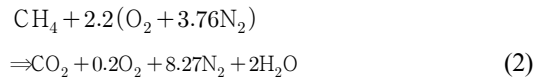
$$C_xH_y(T_F) + \{a\alpha(O_2 + 3.76N_2)\}(T_{AXi}) + n_VH_2O(T_{AXi}) \Rightarrow \{n_1CO_2 + n_1O_2 + n_1N_2\}(T_{GXo}) + n_VH_2O(T_{GXo}) + n_{CW-Ro}H_2O(T_R) \quad (1)$$

Table 1은 위 반응식의 양론계수를 정리한 것으로, CH₄, H₂에 대해서는 α = 1.1, γ_{AXi} = 50%인 경우이다. 표의 n_{DA}, n_{DG}는 유로중의 의 수증기 분압을 구

Table 1. Stoichiometric coefficients for the global reaction Eqs. (1) (α=1.1, γ_{AXi}=50%)

| Reactant | a | n _{DA} (nO ₂ +nN ₂) | n _{V-AXi} |
|-------------------------------|--|--|---------------------------------------|
| C _x H _y | x+y/4 | 4.76aα | γ·n _{SV} (T _{AXi}) |
| CH ₄ | 2 | 10.47 | 0.03 |
| H ₂ | 0.5 | 2.62 | 0.01 |
| Product | n _{DG} (nCO ₂ +nO ₂ +nN ₂) | | n _{V-GXo} |
| C _x H _y | x+a(α-1)+3.76aα | | Eq. (28) |
| CH ₄ | 9.47 | | |
| H ₂ | 2.12 | | |
| | | | n _{CW-Ro} |
| | | | Eq. (32) |

하는데 사용한다. 공기 중의 수증기(n_{V-AXi}), 배기 중의 수증기(n_{V-GXo}) 및 응축수 몰수(n_{CW-Ro})는 3.3 절에서 구해진다. 위 대표 연소 조건에서 CH₄, H₂ 반응식은 식 (2), (3)과 같으며, 배기 중 수증기 분율은 메탄은 17%, 수소는 32%이며, 수소가 메탄보다 훨씬 높다. 이로 인해 수소 연료의 경우 배기의 이슬점 온도는 상당히 높아진다.



3.1.2 운전 조건

Table 2는 CH₄, H₂ 표준 시스템의 운전 조건을 정리한 것이다. 표에는 고정 조건, 가변 인자 및 계산 인자로 분류하여 제시하였다. 각 가변 변수에는 운전 범위, 대표 조건(typical condition)이 제시되어 있다. 여기서, 대표 조건은 임의 인자를 가변시킬 때, 고정된 변수들의 운전 조건을 의미한다. 주요 고정 변수로 연료 온도 T_F = 0°C, 공기(P_A), 배기(P_G) 유로의 전압

Table 2. HR-B/WS-X Operating condition

| • Constant conditions | | | |
|--|---|----------------|-------------------|
| T _F = 0°C, p _A = p _G : 1 bar | | | |
| CH ₄ | n _{SW-X,max} = 2.0 kmol/h, H _{hiv} = 2.12·10 ⁵ kcal/kmol | | |
| H ₂ | n _{SW-X,max} = 0.9 kmol/h, H _{hiv} = 6.85·10 ⁴ kcal/kmol | | |
| • Variable parameters | | | |
| | Unit | Operable range | Typical condition |
| α | · | 1 to 1.4 | 1.1 |
| T _{AXi} | °C | -15 to 15 | 0 |
| γ _{AXi} | % | 0 to 100 | 50 |
| γ _{AXo} | % | 0 to 100 | 90 |
| T _{Co} (=T _{GXi}) | °C | 40 to 90 | 60 |
| β | · | 0.5 to 0.9 | 0.9 |
| • Calculated parameters | | | |
| T _{AXo} = f(β), n _{SW-X} = f(T _{AXo} , γ _{AXo}), n _{TW} = f(y, T _{AXi} , γ _{AXi}) | | | |

은 1 bar로 하였다. 또 최대 물분사량($n_{SW-X: max}$)은 화염 안정성을 고려하여 CH₄, H₂에 대해 각각 2.0, 0.9 kmol/h로 하였다¹⁹⁾. 주요 가변 인자들의 운전 범위, 대표치는 표와 같다.

$T_{Co}(=T_{GX_i})$ 는 연소실 출구 온도로 40-90°C의 범위에서 변화시켜 보일러 본체의 용량 변화를 고려하였다. X의 성능지수 β 는 식 (4)로 정의되며, (공기 온도차)/(매질 최대 온도차)를 의미한다. 이 인자의 가변 범위는 0.5-0.9, 대표 조건은 0.9로 하였다. 예열 공기 온도는 식 (5)로 구해진다.

$$\beta = \frac{T_{AXo} - T_{AXi}}{T_{GXi} - T_{AXi}} \quad (0.5 \leq \beta \leq 0.9) \quad (4)$$

$$T_{AXo} = T_{AXi} + \beta(T_{GXi} - T_{AXi}) \quad (5)$$

주어진 예열공기 상대습도를 만족하기 위해 추가적으로 필요한 물분사량은 식 (6)으로 얻어지나, 실제 분사량은 화염 안정성으로 고려하여 최대 분사량을 제한하고 있어 식 (7)로 구해진다. 또 배기 중의 수증기 총 몰수 식 (8)로 구해진다.

$$n_{SW-X: th} = \text{Max} [0, \{ \gamma n_{SV}(T_{AXo}) - \gamma n_{SV}(T_{AXi}) \}] \quad (6)$$

$$n_{SW-X} = \text{Min} [n_{SW-X: th}, n_{SW-X: max}] \quad (7)$$

$$n_{TW} = n_{V-AXi} + n_{VF} + n_{SW-X} \quad (8)$$

3.2 열물성치(thermal property)

3.2.1 비열 및 표준 엔탈피

연료의 비열, 표준 엔탈피는 식 (9), (10)의 다항식으로 표현된다.

$$\bar{c}_F(\theta) = 4.184 \times (a_1 + a_2\theta + a_3\theta^2 + a_4\theta^3 + a_5\theta^{-2}) \quad (9)$$

$$\bar{h}_F(\theta) = 4184 \times (a_1\theta + \frac{a_2}{2}\theta^2 + \frac{a_3}{3}\theta^3 + \frac{a_4}{4}\theta^4 - a_5\theta^{-1} + a_6) \quad (10)$$

여기서 $\theta=T(K)/1000$ 반응에 참여하는 화학종의 비열, 표준 엔탈피는 식 (11), (12)로 표현된다.

$$\bar{c}_i(T) = R_u (a_1 + a_2T + a_3T^2 + a_4T^3 + a_5T^4) \quad (11)$$

$$\bar{h}_i(T) = R_u (a_1T + \frac{a_2}{2}T^2 + \frac{a_3}{3}T^3 + \frac{a_4}{4}T^4 + \frac{a_5}{5}T^5 + a_6) \quad (12)$$

이들 비열, 엔탈피 단위는 kJ/kmol·K, kJ/kmol이며, 식 (9)-(14)의 다항식 계수(a1-a6)는 문헌³⁾에서 인용하였다.

3.2.2 포화 수증기 몰수 및 이슬점

온도에 따른 포화 증기압곡선은 식 (13)²²⁾을 이용하였고, 이를 건가스(n_D), 포화증기(n_{SV}) 몰수를 이용하면 식 (14)와 같이 표현된다.

$$P_{SV}(T) = 0.61121 \times \exp((18.678 - \frac{(T-273.15)}{234.5}) \times (\frac{(T-273.15)}{257.14 + (T-273.15)})) \quad (13)$$

$$p_{SV}(T) = \frac{n_{SV}(T)}{n_D + n_{SV}(T)} \times p_T \quad (14)$$

위 두 식을 이용하면 공기 혹은 배기 중의 포화 수증기 몰수는 각각 식 (15), (16)과 같이 구해진다.

$$n_{SV} = p_{SV}(T_A) \times \frac{n_{DA}}{p_A - p_{SV}(T_A)} \quad (15)$$

$$n_{SV} = p_{SV}(T_G) \times \frac{n_{DG}}{p_G - p_{SV}(T_G)} \quad (16)$$

연소 생성물의 수증기 분압은 식 (17)과 같이 구해지며, 이 분압에 해당하는 포화온도, 즉 이슬점 온도(T_{dp})는 식 (13)의 역함수에 의해 구해진다.

$$p_{VG}(n_{TW}) = \frac{n_{TW}}{n_{DG} + n_{TW}} \times p_G \quad (17)$$

3.3 각 블록의 질량/에너지 보존식

각 블록에서 미지수를 구하는 과정에 대해서는 이전 논문²⁰⁾에서 상세히 기술한 바 있다. 여기에서는 간략히 기술한다.

3.3.1 Block AX0

본 블록은 초기 정보를 근거로 C1에 유입하는 조건을 사전에 계산한다. 본 블록에는 T_R , n_{V-AX0} , ΔH_{pr-X} 3개 미지수(bold 문자)가 존재하며, 이들 미지수는 다음과 같이 구해진다.

$$n_{V-AX0} = n_{V-AXi} + n_{SW-X:ac} \quad (18)$$

$$\Delta H_{pr-X} = \{H_{DA} + n_V h_V\}(T_{AX0}) - \{H_{DA} + n_V h_V\}(T_{AXi}) - n_{SW-X} h_W(T_R) \quad (19)$$

여기서,

$$H_{DA} = n_i h_{O_2} + n_i h_{N_2} \quad (20)$$

식 (19)에 포함된 T_R 은 최종적으로 하류 블록인 R4에서 결정된다. 따라서 AX0-R4 구간을 반복 계산하면서 수렴치를 구한다. 여기서 구한 ΔH_{pr-X} 는 GX3에서 T_{GX0} 를 구하는 데 사용된다.

3.3.2 Block C1

여기서는 단열 화염 온도(T_{af})를 구하여 화염 안정성을 확인한다. 미지수 T_{af} , n_{V-C10} 는 다음 (21), (22)식에서 구해진다.

$$n_{V-C10} = n_{V-AX0} + n_{VF} \quad (21)$$

$$\{H_{DG} + n_V h_V\}(T_{af}) = n_F h_F(T_F) + \{H_{DA} + n_V h_V\}(T_{AX0}) \quad (22)$$

여기서,

$$H_{DG} = n_i h_{CO_2} + n_i h_{O_2} + n_i h_{N_2} \quad (23)$$

3.3.3 Block C2

본 블록은 연소실 출구(GX 입구와 동일) 조건을

제공한다. 미지수 n_{CW-C} , ΔH_u 는 다음과 같다.

$$n_{CW-C} = n_{V-C20} - n_{V-C0} \quad (24)$$

$$\Delta H_u = \{H_{DG} + n_V h_V\}(T_{af}) - \{H_{DG} + n_V h_V\}(T_{C0}) - n_{CW-C} h_W(T_{CW-C}) \quad (25)$$

단, 앞선 식에서 n_{V-C0} , T_{CW-C} 는 가변 인자 T_{C0} 를 이용하여 각각 식 (26), (27)과 같이 구해진다.

$$n_{V-C0} = \text{Min}[n_{SV}(T_{C0}), n_{TW}] \quad (26)$$

$$T_{CW-C} = \frac{T_{dp}(n_{TW}) + T_{C0}}{2} \quad (27)$$

3.3.4 Block GX3

본 블록의 보존식에 포함된 n_{V-GX0} , T_{CW-X} 는 식 (28), (29)와 같이 T_{GX0} 함수로 나타낼 수 있다.

$$n_{V-GX0} = \text{Min}[n_{SV}(T_{GX0}), n_{TW}] \quad (28)$$

$$T_{CW-X} = \frac{T_{GXi} + T_{GX0}}{2} \quad (29)$$

따라서 최종 미지수는 n_{CW-C} , T_{GX0} 2개이며, 각각 식 (30), (31)에서 구해진다.

$$n_{CW-X} = n_{V-GXi} - n_{V-GX0} \quad (30)$$

$$\Delta H_{re-X} = \{H_{DG} + n_V h_V\}(T_{GXi}) - \{H_{DG} + n_V h_V\}(T_{GX0}) - n_{CW-X} h_W(T_{CW-X}) \quad (31)$$

여기서 T_{GX0} 를 구하기 위해서는 가정한 T_{GX0} 를 이용하여 식 (31)과 같이 회수열량을 구하고, AX0에서 구한 예열량과 같아지도록 반복 계산한다.

3.3.5 Block R4

본 블록은 저장조의 출구 상태를 구하기 위한 것이다. 두 미지수는 식 (32), (33)에서 구해진다.

$$n_{CW-R0} = (n_{CW-C} + n_{CW-X}) - n_{SW-X} \quad (32)$$

$$(n_{CW-Ro} + n_{SW-X})h_W(T_R) = n_{CW-C}h_W(T_{CW-C}) + n_{CW-X}h_W(T_{CW-X}) \quad (33)$$

여기서 구한 T_R 이 AX0에서 가정한 값(AT_R)에 근접할 때까지 AX0-R4 구간을 반복 계산한다.

3.4 열효율

본 연구에서는 HR-B/WS-X의 효율을 중간 과정에서 모두 명시하는 식 (34), (35)로 구하였다. 단, 응축수 순환 시스템에 필요한 에너지는 아직 시스템이 구체적이지 않아 무시한다.

$$\eta = \frac{\Delta H_u}{H_{hhv}} \quad (34)$$

$$\begin{aligned} \Delta H_u = & h_F(T_F) + \{H_{DA} + n_V h_V\}(T_{AXi}) \\ & + \Delta H_{pr-X} + n_{SW-X}h_W(T_R) \\ & - \{H_{DG} + n_V\}(T_{Co}) - n_{CW-C}h_W(T_{CW-C}) \end{aligned} \quad (35)$$

식 (35)의 첫 줄은 외부에서 유입하는 연료-공기의 엔탈피, 둘째 줄은 예열공기에 의한 회수 열량 (ΔH_{pr-x}) 및 분사된 물의 엔탈피, 마지막 줄은 최종 배출물의 엔탈피를 나타낸다.

본 프로그램의 output (Fig. 2)에서는 H_{hhv} 을 기준으로 부품, 시스템에 출입하는 상대 에너지 지수 Q_i 를 산출 한다. 예로, $Q_u = \Delta H_u / H_{hhv}$ 이며, 이 지수는 시스템 효율과 동일하다. 동일한 방법으로, 회수 열량의 상대 지수는 식 (35)를 근거로 구한다. 또 최종 배출물의 에너지 상대지수는 식 (36)의 각 항을 H_{hhv} 로 나누어 구한다.

$$\begin{aligned} \Delta H_{out} = & [H_{DG}]_{T_{st}}^{T_{Gx0}} + [n_V h_V]_{T_{st}}^{T_{Gx0}} \\ & + \text{Max}[0, n_{CW-Ro} h_W]_{T_{st}}^{T_{CW-Ro}} \end{aligned} \quad (36)$$

단, 에너지 평형 분석에서 주의할 점은 Q_u 는 Q_{out} 의 잔류치로 계산된 것이 아니므로 $Q_u + Q_{out} > 100\%$ 가 되기도 한다.

4. 결과 및 고찰

Fig. 3은 메탄, 수소를 연료로 사용하는 3종 보일러를 대상으로 연소실 출구 온도 T_{Co} 에 따른 단열 화염 온도를 비교한 것이다. 운전 조건은 Table 2의 대표 조건과 같다. 단, 물분사량(n_{sw-x})은 열교환기 성능(β, γ)에 의해 제어된다. 그림에서 공기비 1.1인 기본 보일러(Ba-B)에서 메탄, 수소 화염 온도는 각각 2,170 K, 2,360 K이며, 수소가 메탄보다 약 200 K 높

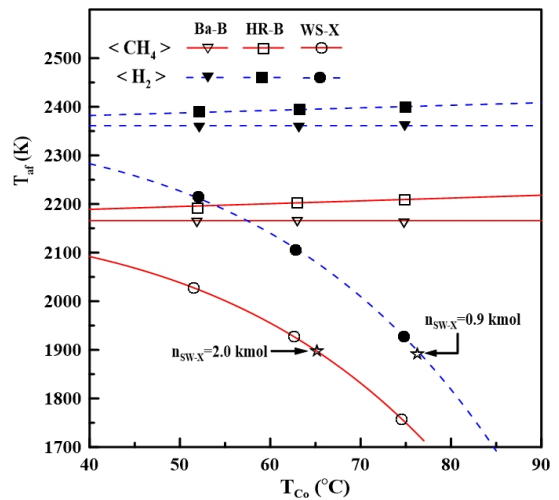


Fig. 3. Adiabatic flame temperature with respect to combustion chamber outlet temperature (T_{Co})

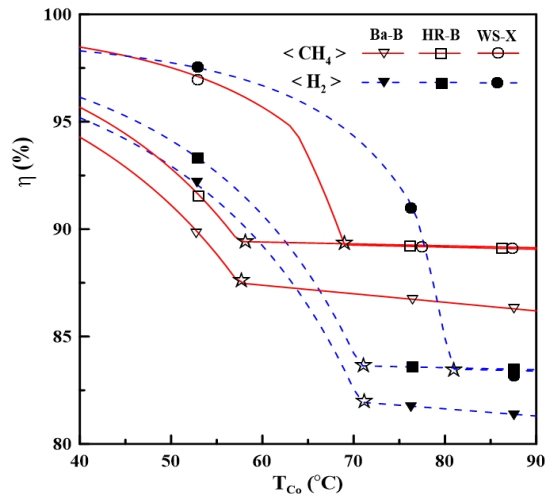


Fig. 4. Thermal efficiency with respect to T_{Co}

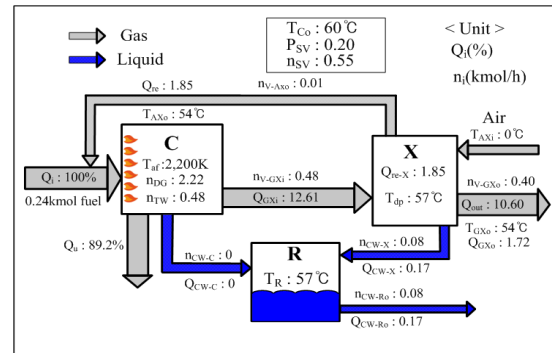
다. 두 연료 모두 HR-B에서는 Ba-B보다 약 30-40 K 정도 더 높아진다. 반면, 물분사(WS-X)인 경우에는 T_{Co} 가 높아지면서 가습량도 많아지기 때문에 T_{ar} 는 점차 감소한다. 단, 화염 안정성($T_{ar}=1,900$ K 기준)을 고려하면 물분사량은 그림과 같이 메탄은 2 kmol/h, 수소는 0.9 kmol/h로 제한하는 것이 바람직하다¹⁹⁾. 이 범위는 주어진 열 교환 성능(β , γ) 조건에서 T_{Co} 는 메탄은 65°C, 수소는 75°C에 해당하며, 수소는 T_{Co} 의 운전 범위가 약 10°C 정도 확대됨을 알 수 있다. 예상되는 최적 운전 조건(CH_4 : $T_{Co}=60^\circ C$, H_2 : $T_{Co}=70^\circ C$)에서 메탄, 수소 화염 온도는 각각 1,950 K, 2,050 K정도이며, 동일 조건의 Ba-B에 비해 각각 200 K, 300 K정도 낮아진 것이다.

Fig. 4는 Fig. 3과 동일조건의 효율을 도시한 것이다. 단, 최대 물분사량($n_{sw-x,max}$)은 앞에서 지적한 바와 같이 메탄은 2 kmol/h, 수소는 0.9 kmol/h로 제한한 경우이다. 각 효율 선도에는 해당 보일러의 이슬점(☆)이 표시되어 있다. 그림에서 모든 보일러의 효율은 T_{Co} 낮아지면서 서서히 증가하다가 이슬점보다 낮아지면 응축이 발생하면서 급격히 상승한다.

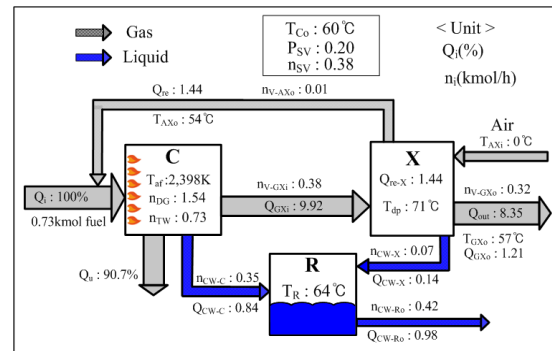
우선, 보일러 종류에 따른 특성을 살펴보면 HR-B는 Ba-B보다 전 영역에서 효율은 높으나 그 차이는 1-3% 정도이다. 이 방식에서는 현열 즉, 공기 온도 증가에만 의존하여 폐열을 회수하기 때문에 효율가는 미소함을 알 수 있다. 반면, HR-B/WS-X는 연료 종류에 관계없이 T_{Co} 를 적절히 제어하면 그 효율은 Ba-B, HR-B보다도 훨씬 높아짐을 알 수 있다. Ba-B에 비해, 메탄은 60°C 근방에서 8%, 수소는 70°C 근방에서 12% 정도 효율이 상승한다. 이와 같은 HR-B/WS-X의 효율 개선 특성에 대해서는 기존 논문²⁰⁾에서 자세히 언급하였다. 다음에, 연료종류에 따른 차이를 보면 메탄에 비해 수소 보일러의 효율은 T_{Co} 가 낮은 조건에서는 다소 높으나, T_{Co} 가 높아지면 효율이 크게 낮아진다. 구체적으로 기존 보일러 (Ba-B)는 70°C 이상에서, HR-B/WS-X는 80°C 이상에서 6-7% 더 낮아짐을 알 수 있다. 이들 연료에 따른 효율 거동의 차이에 대해서는 Figs. 5-7에서 상세히 설명하겠다.

Figs. 3, 4의 결과를 종합하면 기존 보일러(Ba-B)에서는 메탄을 수소로 교체하면 통상 운전조건인 T_{Co} 70°C 근방에서 효율은 7% 정도 낮아지기 때문에 막대한 손실이 발생함을 알 수 있다. 한편, 수소 HR-B/WS-X는 최적의 운전 조건에서 기존 보일러에 비해 효율은 약 12% 상승하여 95%가 되며, 화염 온도는 250 K 낮아진 2,100 K 정도가 된다. 이 결과로부터 수소를 보일러 연료로 사용한다면 HR-B/WS-X의 도입을 적극적으로 검토해야 함을 알 수 있다.

Fig. 5는 동일 용량 HR-B의 $T_{Co} = 60^\circ C$ 조건에서 메탄과 수소 보일러의 질량/에너지 흐름을 나타낸 것이다. 본 조건에서 메탄의 경우는 배기에 포함된 수증기 총 몰수는 포화 상태에 도달하지 못해 전부 X로 유입된다($n_{TW} = 0.48 < n_{SV} = 0.55$). 한편, 수소는 총 몰수가 포화 상태보다 많아 C 내부에서 응축하기 때문에($n_{CW-C} = 0.73-0.38 = 0.35$ kmol/h), X로 유입하



(a) HR-B(CH_4)



(b) HR-B(H_2)

Fig. 5. Mass and energy flow diagrams for heat recovery boiler (HR-B) at $T_{Co}=60^\circ C$ condition

는 수증기는 메탄보다 작아진다.

일반적으로 Fig.4를 보면, 수소 보일러 효율은 포화 수증기 몰수가 메탄의 최대치($n_{TW} = 0.48$)보다 낮은 영역($T_{Co} < 63^{\circ}C$)에서는 메탄보다 높음을 알 수 있다. T_{Co} 가 더 높아지면 X로 유입하는 수증기는 최대 몰수($n_{TW} = 0.73$)까지 계속 증가한다. 이로 인해 수소 보일러는 메탄보다 효율이 더 낮아지며 최대 7% 낮아짐을 알 수 있다.

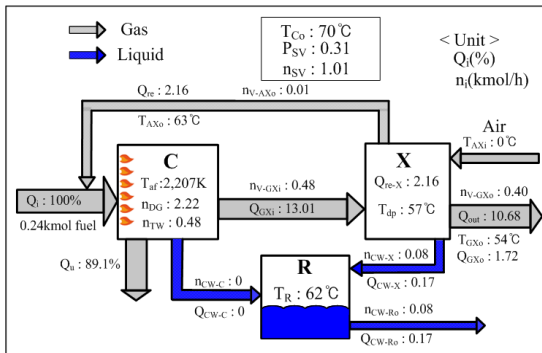
Fig. 6은 T_{Co} 가 높아지면 HR-B/WS-X 효율이 HR-B와 서로 같아져서 물분사 효과가 없어지는 것을 설명하기 위한 것이다. 그림은 메탄 보일러 $T_{Co} = 70^{\circ}C$ 조건(수소 $T_{Co} = 80^{\circ}C$ 조건도 동일)의 경우이며, 해당하는 P_{SV} 는 0.31 bar, n_{SV} 는 1.01 kmol/h이다. HR-B에서는 $n_{TW} = 0.48$ kmol/h이 전부 X로 유입되며, 이에 동반하는 $Q_{Xi} = 13.0\%$ 중 $Q_{re} = 2.16\%$ 가 회수된다. 한편, HR-B/WS-X에서는 폐열회수에 사용되는

n_{SW-X} 는 전부 다시 X로 유입되고 있다. 이 사실은 $n_{V-GXi} = n_{TW} + n_{SW-X} = 0.48 + 0.47 = 0.95$ kmol/h에서 확인할 수 있다. 즉, 회수열량 Q_{re} 는 10.5%만큼 증가하나 X로 유입하는 Q_{GXi} 에도 그만큼 증가하기 때문에 물분사에 의한 효율 증가 효과가 없어진다.

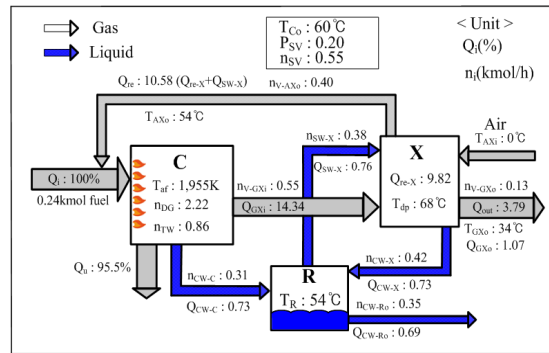
이 결과를 종합하면, HR-B/WS-X에서는 T_{Co} 가 해당 보일러의 이슬점보다 높아지면 폐열 회수에 사용된 수증기는 전부 다시 X로 유입되기 때문에 물분사 효과가 없어진다. 즉, $T_{Co} = T_{dp}$ 인 조건은 HR-B/WS-X의 임계 운전 조건임을 알 수 있다.

Fig. 7은 HR-B/WS-X에서 최적 운전 조건으로 예상되는 메탄 $T_{Co} = 60^{\circ}C$, 수소 $T_{Co} = 70^{\circ}C$ 조건에서의 질량/에너지 평형을 도시한 것으로, 동일 조건의 HR-B와 비교하기 위한 것이다.

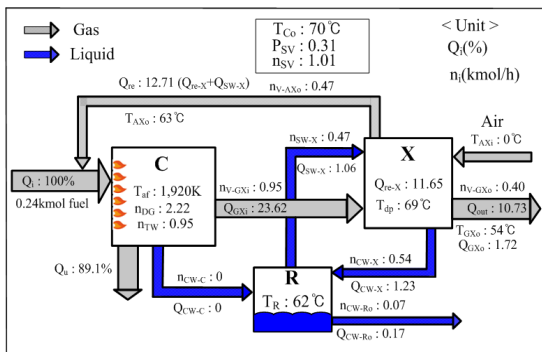
Fig. 7[a]는 메탄의 경우로 동일 조건의 HR-B (Fig. 5[a])와 비교하면 다음을 알 수 있다. HR-B/WS-X



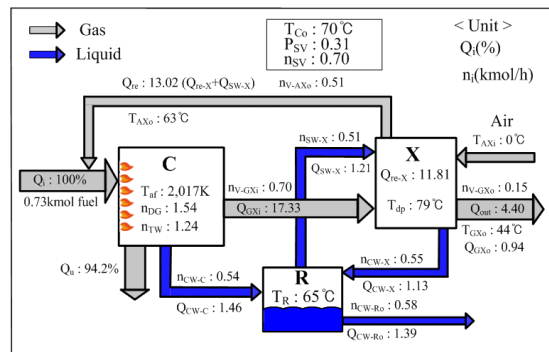
(a) HR-B(CH₄)



(a) HR-B/WS-X(CH₄)



(b) HR-B/WS-X(CH₄)



(b) HR-B/WS-X(H₂)

Fig. 6. Mass and energy flow diagrams for HR-B and HR-B/WS-X (methane fuel, $T_{Co} = 70^{\circ}C$)

Fig. 7. Mass and energy diagrams for HR-B/WS-X at optimal conditions of CH₄ ($T_{Co} = 60^{\circ}C$) and H₂ ($T_{Co} = 70^{\circ}C$)

에서는 물분사($n_{sw-x} = 0.38$)를 통해 폐열 회수량이 급격히 증가하며(1.85→10.58%), X로 유입하는 폐열량도 다소 증가하지만(12.61→14.34%) 결과적으로 효율은 6% (89.2→95.5%) 증가한다. 또 단열 화염온도도 250 K (2,200→1,955 K) 정도 낮아 NOx 발생도 감소할 것으로 예상된다.

Fig. 7[b])는 수소의 경우로 동일 조건의 HR-B (논문에는 제시 안함)과 비교하면, 물분사($n_{sw-x} = 0.51$)를 통해 폐열 회수량은 HR-B = 1.56%에서 13.02%로 증가한다. 그러나 열교환기에 유입하는 열량은 포화물수($n_{sv} = 0.7$)에 제한을 받아 동일하다. 따라서 효율은 거의 회수량 증가에 비례하여 약 10% (84→94%) 증가함을 알 수 있었다. 또 단열 화염온도도 약 400 K (2,409→2,017 K)정도 낮아져 NOx 발생을 현저히 저감할 것으로 예상된다. 결과적으로, 수소 HR-B/WS-X

를 채택하면 효율은 기존 보일러에 비해 약 10% 상승하며, 화염온도도 약 400 K까지도 저감할 수 있을을 알 수 있다.

Table 3은 연료 1 kmol/h를 소모하는 표준 시스템을 대상으로 얻어진 질량에너지 평형 지수를 근거로 실제 시스템의 설계 사양, 운전 정보를 구하는 예를 보여준다. 실제 사양의 용량은 본 연구팀이 시제작 중인 $Q_{in} = 50,000$ kcal/h에 해당한다. 운전 조건은 최적 조건으로 예상되는 경우로, 메탄은 $T_{Co} = 60^\circ\text{C}$, 수소는 $T_{Co} = 70^\circ\text{C}$ 인 경우이다. 그 외 운전 조건은 Table 3과 같다. 이 경우 메탄, 수소의 공급 열량은 각각 0.24 kmol/h, 0.73 kmol/h이다. 표에 제공된 C, X, R, outlet으로 구분되어 있으며, 정보는 열량(Q_i), 작동유체 질량(n_i) 및 운전 온도(T_i) 순으로 제공되어 있다. 예로, C로 유입하는 메탄 연료량은 $5.38 \text{ m}^3/\text{h}$ 이며, 수소는 약 3배 많은 $16.3 \text{ m}^3/\text{h}$ 이나, 공기량은 각각 $55.1, 42.7 \text{ m}^3/\text{h}$ 로 서로 유사하다. 또 물분사량은 메탄은 6.84 kg/h이나, 수소는 9.18 kg/h로 약 1.5배 정도 많다. 이 외에도 예열 공기(T_{Axo}), 단열화염(T_{af}), 이슬점(T_{dp}), 응축수 온도(T_r) 등이 제공되어 있다. 이들 설계사양은 실제 시스템 설계하는 데 꼭 필요한 정보라 할 수 있다.

Table 3. Main HR-B/WS-X component specifications at optimal conditions of CH₄ ($T_{Co}=60^\circ\text{C}$) and H₂ ($T_{Co}=70^\circ\text{C}$)

| Components | | Actual spec. ($Q_{in}=5.00\cdot 10^4$ kcal/h) | |
|------------|-------------------------------------|--|--|
| | | CH ₄ ($n_F=0.24$ kmol/h) | H ₂ ($n_F=0.73$ kmol/h) |
| C | Q_u | $4.78\cdot 10^4$ | $4.72\cdot 10^4$ |
| | n_F (m ³ /h) | 5.38 | 16.3 |
| | n_{DA} (m ³ /h) | $5.51\cdot 10^1$ | $4.27\cdot 10^1$ |
| | T_{Axo} (°C) / T_{af} (K) | 54°C/1,955 | 63/2,017 |
| Recov. X | Q_{re-x} (kcal/h) | $4.97\cdot 10^3$ | $5.90\cdot 10^3$ |
| | n_{VG}/n_{DG} (m ³ /h) | $12.32/4.98\cdot 10^1$ | $15.68/3.46\cdot 10^1$ |
| | n_{sw-x} (kg/h) | 6.84 | 9.18 |
| | $T_{dp} / T_{CW-X} / T_{Co}$ (°C) | 68/47/60 | 79/57/70 |
| R | n_{CW-C} (kg/h) | 5.58 | 9.72 |
| | n_{CW-X} (kg/h) | 7.56 | 9.90 |
| | n_{CW-Ro} (kg/h) | 6.36 | 10.44 |
| | T_R (°C) | 54 | 65 |
| Outlet | Q_{out} (kcal/h) | $2.24\cdot 10^3$ | $2.89\cdot 10^3$ |
| | n_{VG}/n_{DG} (m ³ /h) | $2.91/4.97\cdot 10^1$ | $3.36/3.46\cdot 10^1$ |
| | T_{Gxo} (°C) | 34 | 44 |

5. 결론

본 논문에서는 동일 용량의 기존 보일러(Ba-B) 및 물분사 폐열회수 보일러(HR-B/WS-X)를 대상으로 연료를 도시가스에서 H₂로 변화시킨 경우의 장단점 및 개선점을 검토하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

- 1) 기존 보일러(Ba-B)에 수소를 사용하면 그 효율은 연소실 출구온도(T_{Co})가 낮은 경우($\alpha=1.1$ 에서 63°C 이하)에는 다소 좋아지나, 온도가 높아지면 나빠지며, T_{Co} 70°C 이상에서는 메탄보다 7% 낮아진다.
- 2) HR-B/WS-X의 효율은 Ba-B보다 메탄 연료는 약 8% ($T_{Co} = 60^\circ\text{C}$, Ba-B = 88%), 수소연료는 약 12% ($T_{Co} = 70^\circ\text{C}$, Ba-B = 83%) 상승한다.
- 3) 위 조건에서 메탄, 수소의 화염온도는 각각

1,950 K, 2,050 K이며, Ba-B에 비해 각각 200 K, 300 K 정도 낮다.

4) HR-B/WS-X에서 T_{Co} 가 이슬점보다 높아지면 폐열 회수에 사용된 수증기는 전부 다시 배출되어 효율 개선 효과는 없어진다. 즉, 이슬점 온도는 T_{Co} 의 임계 운전 조건이다.

5) 위 결과를 종합하면 수소를 연료로 사용하는 경우에는 효율 및 NOx 측면에서 HR-B/WS-X를 적극적으로 도입할 필요가 있다.

후 기

본 논문은 2016년 교육과학기술부 한국연구재단(NRF-2016R1A2B3014500) 및 2018년 산업통상자원부 한국에너지기술평가원(KETEP-2018201010 635A)의 지원을 받아 수행한 연구과제입니다.

References

1. H. C. Lim, "Electricity hydrogen energy usage and future prospects", *Journal of the Electric World/Monthly Magazine*, 2014, pp. 31-40. Retrieved from http://www.kea.kr/elect_journal/2014_9/4.pdf.
2. M. Ball and M. Weeda, "The hydrogen economy - vision or reality?", *Int. J. Hydrogen Energy*, Vol. 40, No. 25, 2015, pp. 7903-7919, doi: <https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2015.04.032>.
3. S. R. Turns, "An introduction to combustion: concepts and applications", McGraw Hill, USA, 1996.
4. H. S. An, "Hydrogen fuel cell technology status and prospect", *The Korean Society for New and Renewable Energy*, Vol. 1, No. 1, 2005, pp. 24-31. Retrieved from http://journalksnre.com/_common/do.php?a=full&b=33.
5. B. G. Pollet, I. Staffell, and J. L. Shang, "Current status of hybrid, battery and fuel cell electric vehicles: from electrochemistry to market prospects", *Electrochimica Acta*, Vol. 84, 2012, pp. 235-249, doi: <https://doi.org/10.1016/j.electacta.2012.03.172>.
6. B. Fumey, T. Buetler, and U. F. Vogt, "Ultra-low NOx emissions from catalytic hydrogen combustion", *Applied Energy*, Vol. 213, 2018, pp. 334-342, doi: <https://doi.org/10.1016/j.apenergy.2018.01.042>.
7. S. Wang, L. Chen, F. Niu, D. Chen, L. Qin, X. Sun, and Y. Huang, "Catalytic combustion of hydrogen for residential heat supply application", *International Journal of Energy Research*, Vol. 40, No. 14, 2016, pp. 1979-1985, doi: <https://doi.org/10.1002/er.3579>.
8. B. Fumey, S. Stoller, R. Fricker, R. Weber, V. Dorer, and U. F. Vogt, "Development of a novel cooking stove based on catalytic hydrogen combustion", *Int. J. Hydrogen Energy*, Vol. 41, No. 18, 2016, pp. 7494-7499, doi: <https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2016.03.134>.
9. K. S. Varde and G. M. Frame, "A study of combustion and engine performance using electronic hydrogen fuel injection", *Int. J. Hydrogen Energy*, Vol. 9, No. 4, 1984, pp. 327-332, doi: [https://doi.org/10.1016/0360-3199\(84\)90085-5](https://doi.org/10.1016/0360-3199(84)90085-5).
10. V. Dhyani and K. A. Subramanian, "Experimental investigation on effects of knocking on backfire and its control in a hydrogen fueled spark ignition engine", *Int. J. Hydrogen Energy*, Vol. 43, No. 14, 2013, pp. 7169-7178, doi: <https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2018.02.125>.
11. V. Dhyani and K.A. Subramanian, "Control of backfire and NOx emission reduction in a hydrogen fueled multi-cylinder spark ignition engine using cooled EGR and water injection strategies", *Int. J. Hydrogen Energy*, Vol. 44, No. 12, 2019, pp. 6287-6298, doi: <https://doi.org/10.1016/j.ijhydene.2019.01.129>.
12. M. H. du Toit, A. V. Avdeenkov, and D. Bessarabov, "Reviewing H₂ combustion: a case study for non-fuel-cell power systems and safety in passive autocatalytic recombiners", *Energy Fuels*, Vol. 32, No. 6, 2018, pp. 6401-6422, doi: <https://doi.org/10.1021/acs.energyfuels.8b00724>.
13. M. Ditaranto, H. Li, and T. Lovås, "Concept of hydrogen fired gas turbine cycle with exhaust gas recirculation: assessment of combustion and emissions performance", *International Journal of Greenhouse Gas Control*, Vol. 37, 2015, pp. 377-383, doi: <https://doi.org/10.1016/j.ijggc.2015.04.004>.
14. M. Ditaranto, T. Heggset, and D. Berstad, "Concept of hydrogen fired gas turbine cycle with exhaust gas recirculation: assessment of process performance", *Energy*, Vol. 192, 2020, doi: <https://doi.org/10.1016/j.energy.2019.116646>.
15. M. Ditaranto, R. Anantharaman, and T. Weydahl, "Performance and NOx emissions of refinery fired heaters retrofitted to hydrogen combustion", *Energy Procedia*, Vol. 37, 2013, pp. 7214-7220, doi: <https://doi.org/10.1016/j.egypro.2013.06.659>.
16. C. Lowe, N. Brancaccio, D. Batten, C. Leung, and D. Waibel, "Technology assessment of hydrogen firing of process heaters", *Energy Procedia*, Vol. 4, 2011, pp. 1058-1065, doi: <https://doi.org/10.1016/j.egypro.2011.01.155>.
17. Boilerguide, "Hydrogen boilers: an alternative to ggas central heating?", Boilerguide. Retrieved from <https://www.boilerguide.co.uk/articles/hydrogen-boilers-alternative-gas-central-heating>.
18. K. W. Lee and P. H. Jeon, "Hydrogen gas boiler", Korea Patent No. 1008395230000, 2008. Retrieved from http://kportal.kipris.or.kr/kportal/search/total_search.do.

19. C. E. Lee, B. J. Yu, D. H. Kim, and S. H. Jang, "Analysis of the thermodynamic performance of a waste-heat-recovery boiler with additional water spray onto combustion air stream", *Applied Thermal Engineering*, Vol. 135, 2018, pp. 197-205, doi: <https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2017.11.060>.
20. C. E. Lee and D. H. Kim, "Heat recovery boilers with water spray. Part I: thermodynamic analysis validation and boiler practicality", *Thermal Science and Engineering Progress*, Vol. 18, 2020, doi: <https://doi.org/10.1016/j.tsep.2020.100491>.
21. V. Mallikarjuna, N. Jashuva, and B. R. B. Reddy, "Improving boiler efficiency by using air preheater", *International Journal of Advanced Research in Engineering and Applied Sciences*, Vol. 3, No. 2, 2014, pp. 11-24. Retrieved from https://www.researchgate.net/publication/335339494_IMPROVING_BOILER_EFFICIENCY_BY_USING_AIR_PREHEATER.
22. A. L. Buck, "Buck research CR-1A user's manual", Appendix 1, 1996.