



저작자표시-비영리-변경금지 2.0 대한민국

이용자는 아래의 조건을 따르는 경우에 한하여 자유롭게

- 이 저작물을 복제, 배포, 전송, 전시, 공연 및 방송할 수 있습니다.

다음과 같은 조건을 따라야 합니다:



저작자표시. 귀하는 원저작자를 표시하여야 합니다.



비영리. 귀하는 이 저작물을 영리 목적으로 이용할 수 없습니다.



변경금지. 귀하는 이 저작물을 개작, 변형 또는 가공할 수 없습니다.

- 귀하는, 이 저작물의 재이용이나 배포의 경우, 이 저작물에 적용된 이용허락조건을 명확하게 나타내어야 합니다.
- 저작권자로부터 별도의 허가를 받으면 이러한 조건들은 적용되지 않습니다.

저작권법에 따른 이용자의 권리는 위의 내용에 의하여 영향을 받지 않습니다.

이것은 [이용허락규약\(Legal Code\)](#)을 이해하기 쉽게 요약한 것입니다.

[Disclaimer](#)

공 학 석 사 학 위 논 문

복합화력 발전용 보일러 블로우다운  
탱크 내부유동 수치해석



2019 년 2 월

부 경 대 학 교 대 학 원

기계설계 공학 전공

조 민 혁

공 학 석 사 학 위 논 문

복합화력 발전용 보일러 블로우다운 탱크 내부유동  
수치해석

지도교수 이 연 원

이 논문을 공학석사 학위논문으로 제출함

2019 년 2 월

부 경 대 학 교 대 학 원

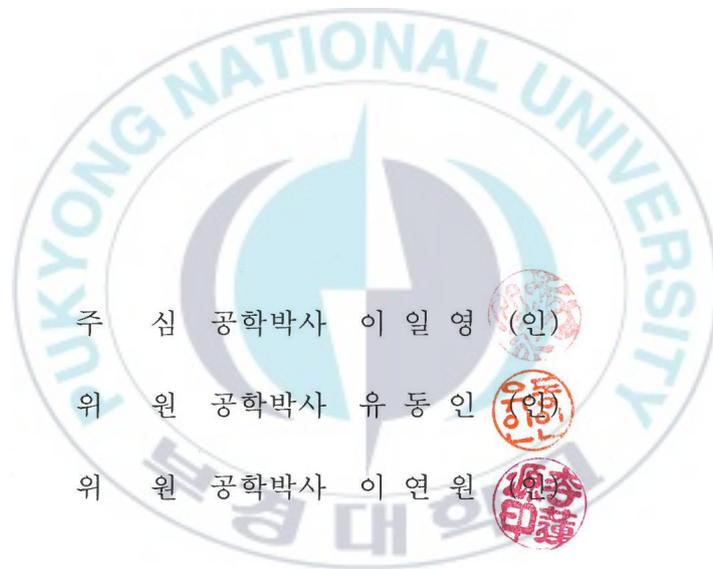
기계설계 공학 전공

조 민 혁

조 민 혁의 공학석사 학위논문을

인준함

2019 년 1 월 9 일



# 목 차

## Abstract

|   |    |
|---|----|
| 제 1 장 서 론 .....   | 1  |
| 1.1 연구 배경 및 목적 .....  | 1  |
| 1.2 연구 동향 .....   | 3  |
| 제 2 장 BLOW DOWN SYSTEM의 이해 .....                            | 6  |
| 2.1 연구필요성 및 범위 .....  | 6  |
| 2.2 탱크 용량 산정 .....  | 11 |
| 제 3 장 해석모델 및 지배방정식 .....                                    | 14 |
| 3.1 이론적 배경 .....  | 14 |
| 3.1.1 수치 이산화 .....  | 14 |
| 3.1.2 지배방정식의 이산화 .....                                      | 14 |
| 3.1.3 난류 모델(Turbulence Models) .....                        | 19 |
| 3.1.4 Reynolds Averaged Navier Stokes(RANS) Equations ..... | 20 |
| 3.1.5 k- $\omega$ 모델에 기초한 진단 응력 수송 모델 .....                 | 22 |
| 제 4 장 BLOW DOWN SYSTEM CFD 해석 .....                         | 26 |
| 4.1 BLOW DOWN SYSTEM CFD 연구방법 .....                         | 26 |
| 4.2 BLOW DOWN SYSTEM CFD 해석결과 .....                         | 29 |
| 4.2.1 증기 유입에 의한 탱크 내부 압력장 가시화 .....                         | 29 |
| 4.2.2 초기 탱크 내부 증기 흐름 가시화 .....                              | 30 |
| 4.2.3 증기 유속 변동구간의 흐름 관찰 .....                               | 32 |
| 4.2.4 고압 곡관 측 유속 결과 분석 .....                                | 35 |
| 4.2.5 저압 곡관 측 유속 결과 분석 .....                                | 36 |
| 4.2.6 VELOCITY VECTOR (TANK 내부) 결과 분석 .....                 | 37 |
| 4.2.7 TANK DRAIN 관 속도 결과 분석 .....                           | 38 |

|                                 |    |
|---------------------------------|----|
| 4.2.8 고압 배관측 압력 결과 분석 .....     | 40 |
| 4.2.9 저압 배관측 압력 결과 분석 .....     | 41 |
| 4.2.10 탱크 중앙부 압력 결과 분석 .....    | 42 |
| 4.2.11 탱크 배수부 라인 압력 결과 분석 ..... | 43 |
| <br>                            |    |
| 제 5 장 결론 .....                  | 44 |
| 참 고 문 헌                         |    |



# Numerical Study on Fluid Flow Behavior in a Blow-down Tank

Min Hyeok, Jo

Department of Mechanical Design Engineering, Graduate School,  
Pukyong National University

## Abstract

In this study, the blow down system in thermal power plant which is the device for avoid concentration of impurities using high pressure steam is discussed in order to improve system safety performance. To analyze the steam flow in the blow-down tank, the Computational Fluid dynamics(CFD) technique is adopted for calculating physical phenomena quantitatively such as pressure, velocity fields.

The pressure concentrations in specific area are observed and the results show fluctuations in drain line originated from increased inner pressure and fluctuating vortex core.

# 제 1 장 서 론

## 1.1 연구 배경 및 목적

복합화력 발전용 보일러의 블로우 다운(Blow-down) 시스템은 압축증기를 포함한 작동 유체를 이용하여 신속한 감압을 통해 불순물을 제거하기 위한 장치이다. 보일러 급수로 사용되는 원수(Raw Water)에는 총 용존 고형물(Total Dissolved Solid, TDS), 용존가스 그리고 부유성 고형물 형태의 불순물을 포함한다.

이러한 불순물의 축적으로 인한 대표적인 문제점으로, 증기의 흐름과 함께 불순물이 혼입하여 외부로 튀어나가는 현상인 기수공발현상(Carry over)이 발생 하게 되며 이 현상은 보일러 관수가 월류(Over-flow)하는 의도치 않은 현상을 초래한다.

이 월류 현상은 각종 컨트롤 밸브의 시트면에 고형물을 퇴적시켜 원활한 작동을 방해하며, 각종 열교환기의 전열면에 오염을 가속화시켜 전열효율을 떨어뜨리고 스팀트랩을 막히게 하는 등 증기사용 시스템 전체에 커다란 부작용을 일으키게 되어 에너지 손실을 가중시킨다. 또한, 불순물은 보일러 전열면에 국부적인 스케일을 생성하여 전열효율을 떨어뜨려 보일러 효율을 감소시키므로 연료사용량을 증대시키고 국부적으로 전열면을 과열시켜 심할 경우 드럼이나 튜브를 손상시키게 된다.

보일러 수처리 공정 중의 마지막 단계인 블로우 다운장치는 보일러 시스템에 있어 TDS 등을 기계적으로 제거하는 장치로, 보일러 시스

템을 이루는 구성 부품들의 운전 효율과 수명에 직접적으로 관계하는 아주 중요한 장치라 할 수 있다. 불순물 생성을 방지하기 위하여 이온교환수지탑(경수연화장치)을 이용하여 화학적 수처리 공정을 거치기도 한다. 하지만, 스케일로 변하기 쉬운 광물성 이온( $\text{Ca}^{+2}$ ,  $\text{Mg}^{+2}$ )을 스케일을 형성하지 않는 용존성 이온( $\text{Na}^{+}$ )으로 그 화학적인 형태만을 변형시키기 때문에 이러한 화학적 공정을 통해 원수를 처리하더라도 TDS 양은 줄어들지 않고 보일러 내에 그대로 유입되며, 보일러 운전시간이 증가되면 결과적으로 TDS 축적을 초래한다. 또한, 처리 과정에서 청관제 등의 유입으로 경도 성분이 보일러 내에서 연질의 슬러지로 변하게 되는데 이러한 슬러지는 불용성 고형물로 보일러 내부에서 대류현상에 의해서 순환되게 하여 농축을 방지한다. 하지만 이 수처리 방법 역시 보일러 가동시간이 증가하게 되면, 포화로 인해 슬러지 양은 증가하게 되고 방치할 경우 순환관을 막히게 하거나 국부과열을 일으키게 할 수 있으므로 과도한 슬러지가 형성되기 전에 보일러 하부로부터 침전된 슬러지를 블로우 다운을 통해 제거하는 것이 필요하다.

본 연구는 화력발전의 Blow down system 용량산정에 대한 검토와 함께 blow down 운전 수행 시 초기 Tank의 불안정성에 대한 유체역학적 원인 검토 및 3차원 비정상상태 및 증기 모델을 고려한 CFD를 수행, 탱크 내에 발생하는 현상 관찰, 내부 압력장 및 속도장의 정량적 분석을 통해 Blow down 운전시 안정성과 효율성 개선에 대한 검토를 하고자 한다.

## 1.2 연구 동향

먼저, 블로우 다운 시스템 내 고압 증기 흐름을 이해하기 위한 연구의 시도는 F.J. Moody [1]의 연구에서 언급되고 있듯이 1950년대를 기점으로 하여 파이프 내 최대 증기 유동에 대한 연구가 활발히 진행되기 시작하였다. Feletti [2]를 포함한 몇몇 연구자들에 의해 이상유동 흐름 측정 방법에 대한 실험적, 이론적 연구가 기초적으로 진행되면서 Zaloudek, F. R. [3]에 의해 관내 입 출구의 흐름이 평형이 아닌 흐름 즉, 비평형 현상(non-equilibrium effects)이 보고되기 시작하였다. 이를 기점으로 하여 블로우 다운 계통의 임계 증기 유동에 대한 연구가 실험적, 이론적으로 진행되었고, F.J. Moody [1] 연구에서 마찰이 있는 균일한 단열 파이프 내 증기 흐름에 대하여 블로우 다운 계통의 임계흐름에 대한 데이터를 제안하였다. 이후 컴퓨팅 기술의 발달로 인해 실험 및 이론 위주의 연구에서 수치해석을 블로우 다운 해석에 응용하고자 하는 시도가 있었다. 1990년대 BLOW DOWN [4,5]과 SPLIT FLUID MODEL [6]이 블로우 다운 계통을 해석하기 위한 대표적인 전용 코드로써 개발된 사례가 있었고, 이 상간의 비평형 상태를 고려한 수치해석은 실험과 좋은 일치를 보여주었다. 더 나아가, Haroun Mahgerefteh 과 Shan M.A. Wong [7]에 의해 제안된 BLOWSIM은 BLOWDOWN의 열역학적 경계조건과 액체와 젖은 벽면의 온도예측을 보다 향상시켰다.

최근에는 본래의 BLOW DOWN코드를 더 발전시킨 D'Alessandro,

Valerio 등[8] 이 제안한 VBsim 이 있으며 내부 열과 물질전달 과정을 고려하여 보다 정교한 실험치와 코드의 결과 간의 일치성을 잘 구현하였다. 하지만 수학적 모델링에 의한 이 코드들은 가시화를 통한 해석이 굉장히 어려운 측면이 있어 CFD 상용코드를 고려한 평가들이 보고되고 있다 [9,10]. 특히 원자력 플랜트 분야에서 블로우 다운 안전성 평가를 위한 노력이 활발해 보이며 대표적으로 Jong Chull Jo 등 [9]의 연구는 블로우 다운 운전 중 증기관 파단 시에 증기발생기 내 비정상상태의 유동흐름에 대하여 속도 및 압력장을 가시화 하여 분석하였으며 특정 포인트에서 얻어진 압력 및 속도 변동량을 보여준다. Wei Li 등 [10]은 블로우 다운 계통해석에도 적용되는 RELAP5(Reactor Excursion and Leak Analysis Program)와 상용 CFD 코드를 커플링 하여 블로우 다운 시 나타나는 관내 비평형 현상을 시뮬레이션 하였고 온도 및 압력 변화에 대하여 가시화하여 나타내었다. 이 연구결과는 시스템 코드와의 정량적인 상호 비교에서도 좋은 일치를 나타내고 있고, 오히려 실험데이터와 비교에서는 커플링 된 상용 CFD 코드가 시스템코드보다 실험 데이터와 더 잘 일치함을 보여주었다. 하지만 이들 연구 역시 본 연구에서 다루고자 하는 블로우 다운 시스템을 중심으로 연구가 진행 되었다고 보기 힘들다.

보일러의 블로우 다운 운전 시 발생하는 가장 흔한 이슈로는 수격 현상(Water hammering)을 들 수 있다. 이러한 현상은 보일러 시스템 자체의 피로하중 증가와 같은 구조적 불안정성을 초래할 뿐만 아

나라, 심할 경우 관로를 파괴하여 원자력 플랜트를 포함한 대형 발전소에서는 심각한 안전사고의 위험을 증가시킬 수 있다. 전통적으로 관내 급격한 압력 변화를 동반하는 수격 현상을 제어하기 위해 밸브의 개폐 속도를 제어하거나, 안전밸브, 수격방지기 등을 탑재하는 방법 등이 수 많은 연구자, 엔지니어들에 의해 제안되어왔고, 이와 관련된 가장 보편적인 가이드라인으로 API Standards 와 API Recommended Practices [11,12,13]들이 있다. Ray, Asok [14]와 Narabayashi 등 [15]의 감압밸브 혹은 안전밸브에 대한 이론적 연구들을 시작으로, Song, Xue-Guan 등 [16]은 블로우 다운 시스템에 대하여 CFD를 이용한 접근을 시도하였다. 이 연구는 감압밸브의 개폐를 포함한 블로우 다운 운전시 탱크 내 압력장에 대한 3차원 정상상태 계산을 수행하였고, 축대칭을 이용하여 원통형 블로우 다운 탱크에 대한 해석을 진행 하였다.

Jong Chull Jo 등 [9], Wei Li 등 [10]과 Song, Xue-Guan 등 [16]에 언급된 연구를 제외하고 블로우 다운 운전 시 유동 현상을 CFD 해석을 적용하여 연구된 사례는 굉장히 드물며, 특히 블로우 다운 탱크 내부 현상을 중점적으로 다루는 연구는 거의 찾아 보기 힘들다. 따라서 본 연구에서는 3차원 비정상상태 및 포화증기 모델을 고려한 CFD 해석을 수행하여 탱크 내 블로우 다운 운전시 발생하는 현상들을 가시화하여 관찰하고자 하며, 내부 압력장 및 속도장의 정량적 분석을 통해 블로우 다운 운전 안정성과 효율을 높이는 방안에 대한 연구를 중심으로 진행하고자 한다.

## 제 2 장 BLOW DOWN SYSTEM의 이해

### 2.1 연구필요성 및 범위

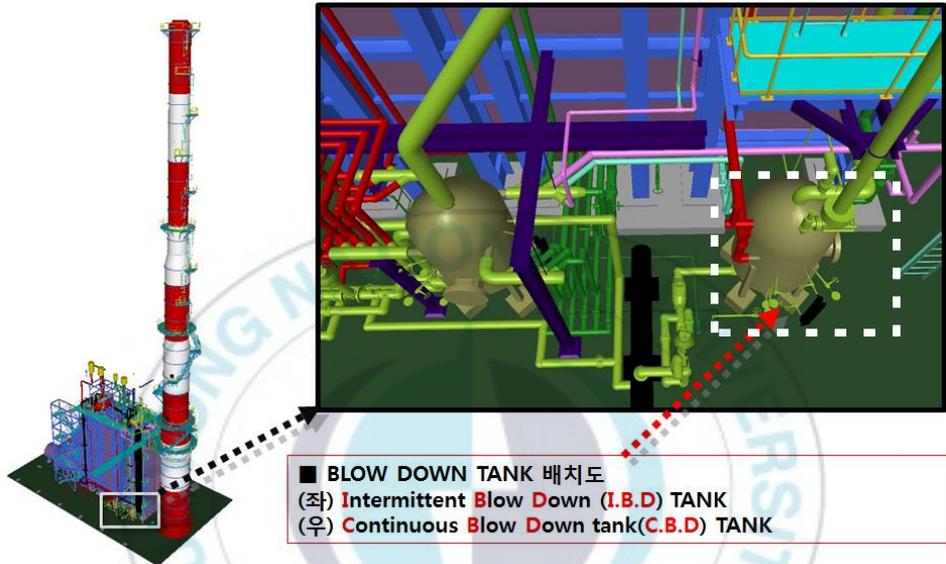


Fig. 2.1 복합화력 HRSG 보일러 전체 전경 조감도

해석 대상은 그림 2.1과 같으며, 현업에서 가장 큰 진원이 되는 탱크인 복합화력 HRSG 보일러의 BLOW DOWN TANK C.B.D 탱크를 해석 대상으로 진행하고자 한다. 시스템과 구조가 복잡하고 스케일이 커 이론이나 실험을 통해 원인을 규명하기 힘들며, 전산유체역학기법(CFD)을 이용하여 초기 가동 시 발생하는 진동을 포함한 시스템의 불안정 원인에 대하여 규명하고자 한다.

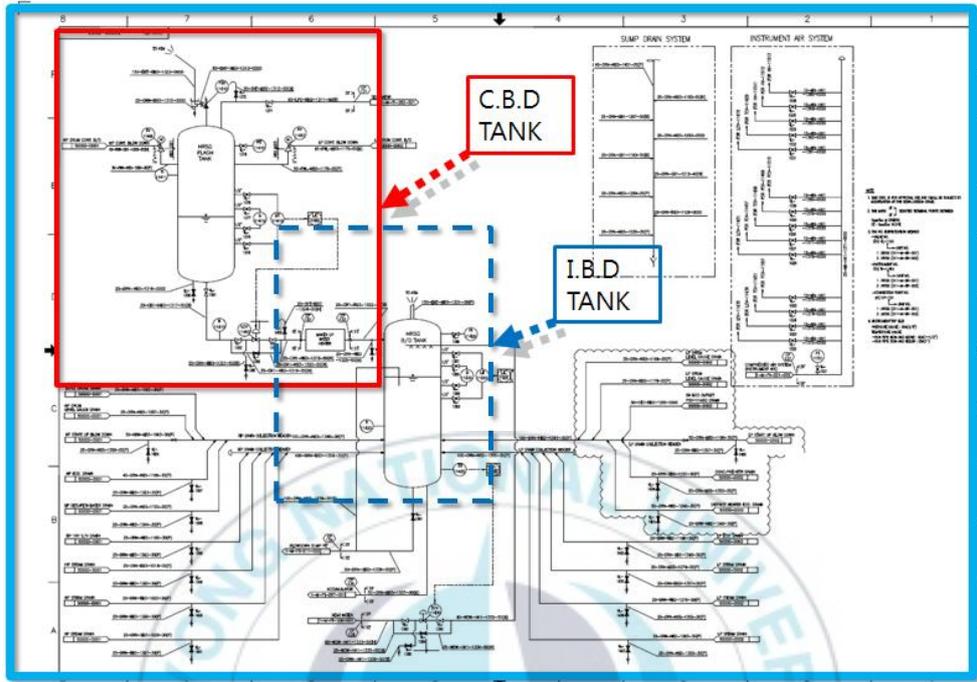


Fig. 2.2 Blow Down System 계통도 (G.J PROJECT 참조도)

상기 Fig. 2.2의 계통도와 같이 C.B.D Tank는 양측면에 HP Steam line과 LP Steam line 이 각 Angle Niddle Valve를 통하여 Tank 내부로 Steam 이 유입되며 하부 Drain line을 통해 I.B.D Tank로 응축수가 배출되도록 되어있는 System이다.

초기 보일러 기동전 시 현장에서는 보일러에서 발생된 스팀을 터빈에 송출하기 전에 BLOW DOWN SYSTEM를 이용하여 이물질배출을 시키고 조건에 맞는 양,질의 스팀이 생산될 때 까지 진행한다. 실제 현장에서 초기 블로우 다운 운전 시 유체흐름에 대한 심각한 진동과 소음을 동반하며 가동되어 이에 따른 원인 규명이 필요한

상황이다. 실제 운전상황은 응축에 의한 상변화와 열전달을 수반하지만, 압력변화나 열전달에 따른 응축이나 물을 드레인 하며 나타나는 진동은 초기 블로우 다운 운전 시에 관찰 되는 진동에 비해 미미하다. 실제 블로우 다운 운전 시 초기상태를 포함하여 응축수 배출을 위한 Drain 라인은 밸브의 개폐도를 조절하며 운전되지만, 본 연구에서는 이러한 상변화를 동반하여 응축수가 축적되기 전 초기 운전 직후, 증기 배출 시의 진동원인을 규명하는데 목적을 두어 밸브는 개방되어 있다고 가정을 하였다.



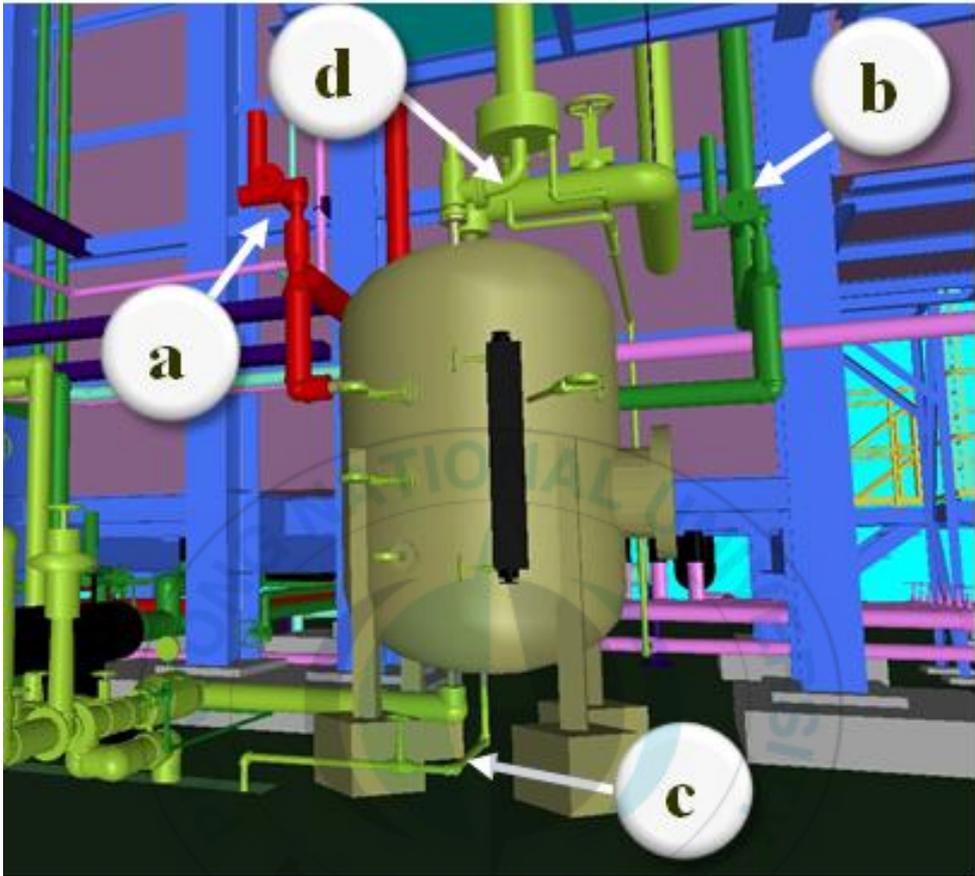


Fig. 2.3 Continuous Blow Down Tank 배관 구성 - a : HP angle niddle valve, b : LP angle niddle valve, c : Drain line, d : Safety valve

상기 Fig. 2.3의 그림과 같이 C.B.D Tank의 위치의 각각 HP STEAM의 유입부와 LP STEAM의 유입부가 있으며 TANK의 상부에 안전을 위한 Safety Valve가 설치되어 있으며 하부에 응축수 배출을 위한 Drain line이 설치가 되어 있다. 본 연구에서는 TANK

내 증기압력은 안전압력에 도달하기 전까지 계산되므로 Safety Valve는 해석 시 항시 닫혀있다고 가정을 하였고, 단순화하여 모델링하였다. 본 연구에서는 TANK에 유입되는 2개의 HP STEAM과 LP STEAM의 유동에 대한 사항과 동시에 하부 응축수 배출에 따른 유체유동에 대한 사항을 중점으로 TANK 내에 발생하는 증기유동을 관찰하고자 한다.



## 2.2 탱크 용량 산정

### 1. TANK INSIDE DIAMETER(탱크 내경)의 결정

1. TANK의 INSIDE DIAMETER는 TANK내에서의 발생증기의 TANK길이방향 유속이 水滴同伴(수적동반) 속도( $U_c$ ) 이하로 한다.

$V''$  : TANK내의 蒸氣의 비용적( $m^3/kg$ )

$V'$  : TANK 내의 水의 비용적( $m^3/kg$ )

$K$  : 입경,입자의 抵抗係數(지항계수)에 따라 정해지는 값 ( $m/s$ )

(I중공업 실적에 따라  $K=0.042m/s$  실험계수값을 따른다)

2. TANK의 높이(직선부 길이)는 실적에 따라TANK 내경의 1.2배로 구성하는 것으로 한다.

$L=1.2 \times D$ 로 결정한다

### 3. CAPACITY FOR CONTINUOUS BLOW DOWN TANK

- 초기 Start up시 기동 blow down 15%를 감안하여 UNIT별 용량을 결정한다.

$$[60,340kg/hr(HP)+17,280kg/hr(LP)] \times 1Unit \times 15\% \approx 11,643kg/hr$$

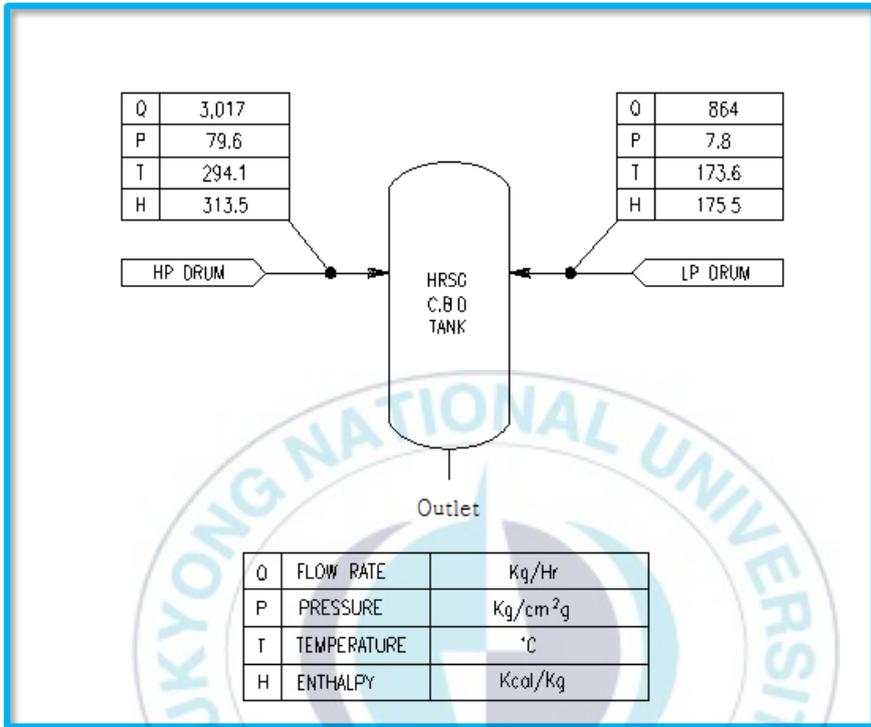


Fig. 2.4 Blow Down System Mass Balance  
(A.B PROJECT 참조도)

| NO | 항 목   | 단 위                  | HP      | LP    |
|----|---|----------------------|---------|-------|
| 1  | BLOW DOWN CAPACITY  | kg/h                 | 3,017   | 864   |
| 2  | BLOW WATER PRESSURE   | kg/cm <sup>2</sup> g | 79.6    | 7.8   |
| 3  | BLOW WATER TEMPERATURE  | °C                   | 294.1   | 173.6 |
| 4  | BLOW WATER ENTHALPY   | kcal/kg              | 313.5   | 175.5 |
| 5  | TANK PRESSURE   | kg/cm <sup>2</sup> g | 4.0     |       |
| 6  | FLASH STEAM ENTHALPY  | kcal/kg              | 656.03  |       |
| 7  | WATER STEAM ENTHALPY  | kcal/kg              | 152.13  |       |
| 8  | FLASH 발생증기량<br>① × $\frac{④ - ⑦}{⑥ - ⑦}$  | kg/h                 | 966.1   | 40.07 |
| 9  | TANK내 증기 비율적  | m <sup>3</sup> /kg   | 0.381   |       |
| 10 | TANK내 수 비율적   | m <sup>3</sup> /kg   | 0.00109 |       |
| 11 | 한계속도 (상승속도)<br>$U_c = K \sqrt{\frac{⑨}{⑩} - 1}$   | m/s                  | 0.784   |       |
| 12 | 최소 TANK 내경<br>$D = \sqrt{\frac{⑧ \times ④}{(900 \times \pi) \times ⑪}}$   | m                    | 0.41    |       |
| 13 | 1. 12번 항목의 최소 TANK 내경 계산식의 FLASH 발생증기량은 HP와 LP의 증기량을 합산한 값을 넣어 계산한다.<br>2. 정상 BLOW DOWN 5% 로 계산한다.<br>3. CONTINUOUS BLOW DOWN TANK Dia는 1200mm로 결정한다. |                      |         |       |

Fig. 2.5 Blow Down Tank 용량산정 기준표  
(A.B PROJECT 참조도)

## 제 3 장 해석모델 및 지배방정식

### 3.1 이론적 배경

#### 3.1.1. 수치 이산화(Numerical Discretization)

Navier-Stokes 방정식의 해석해(analytical solution)는 단지 이상적인 조건을 가진 간단한 유동인 경우에만 구할 수 있다. 따라서 복잡한 실제 유동에 대한 해를 얻기 위해서는 수치 해석적 방법이 사용되는데, 수치 해석적 방법이란 지배방정식을 대수방정식으로 변환한 후 컴퓨터를 이용한 계산을 통하여 해를 구하는 방법이다.

#### 3.1.2 지배방정식의 이산화

지배방정식의 이산화를 위해서는 해석영역을 유한한 제어체적(finite control volume)으로 나누는, 즉 격자계(grid system)을 구성하는 과정이 필요하다. 지배 방정식은 각각의 제어 체적에 대해 적분되며, 각 물리량(질량, 운동량, 에너지 등)은 제어체적 내에서 보존 법칙을 만족해야 한다.

단위 깊이를 가진 전형적인 이차원 격자를 아래 그림 3.1에 나타내었다. 여기서 음영으로 나타난 부분은 유한 체적의 한 면을 나타낸다. 각각의 노드(node)는 제어체적을 구성하는 여러 개의 면들로 둘러싸여 있으며, 모든 변수값과 유체 물성치는 이 노드에 저장된다.

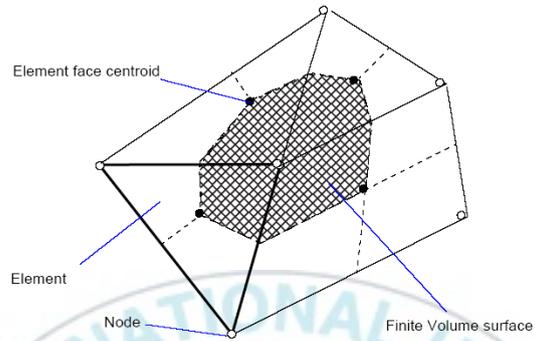


Fig. 3.1 제어 체적과 노드

직교 좌표계에 대해 질량, 운동량 그리고 스칼라량 보존방정식의 시간 평균된 형태는 다음과 같다.

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho u_j) = 0$$

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho u_i) + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho u_j u_i) = -\frac{\partial P}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left( \mu_{eff} \left( \frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \right) + S_{u_i}$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho\phi) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho\mu_j\phi) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left( \Gamma_{eff} \left( \frac{\partial\phi}{\partial x_j} \right) \right) + S_\phi$$

이 방정식들은 제어체적에 걸쳐 적분되며, 체적적분(volume integral)을 면적분(surface integral)으로 변환시키기 위해 Gauss divergence theorem이 적용된다. 제어 체적은 시간에 따라 변하지 않으므로, 시간 미분항은 제한체적에 대한 적분식 밖에 위치할 수 있고, 그 결과 적분식은 다음과 같다.

$$\frac{d}{dt} \int_V \rho dV + \int_S \rho u_j dn_j = 0 \quad V \left( \frac{\rho - \rho^0}{\Delta t} \right) + \sum (\rho U_j \Delta n_j)_{ip} = 0 \quad (\text{식 3.1})$$

$$\frac{d}{dt} \int_V \rho u_i dV + \int_S (\rho u_j u_i) dn_j = - \int_S P dn_j + \int_S \mu_{eff} \left( \frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) dn_j + \int_V S_{u_i} dV$$

$$\frac{d}{dt} \int_V \rho \phi dV + \int_S \rho \mu_j \phi dn_j = \int_S \Gamma_{eff} \left( \frac{\partial \phi}{\partial x_j} \right) dn_j + \int_V S_\phi dV$$

여기서 V와 S는 각각 적분체적과 면적을 나타낸다. 그리고 dnj는 제어체적을 구성하는 표면에서 바깥쪽으로 향하는 법선 벡터의 미소 직교좌표 성분이다. 면적적분은 유속(flux)에 대한 적분이며, 체적 적분은 제어체적 내의 축적항(accumulation), 또는 소스항(source)을 나타낸다.

제어체적이 변하는 경우에 대한, 지배방정식의 변화를 아래에 나타내었다. 이 경우, 연속적인 방정식들을 수치적으로 해석하는 처음 단계는 이산함수를 사용하여 방정식을 근사화 시키는 것이다. 아래 그림 3.2 에 나타낸 독립된 격자에 대해 표면 유속은 연속적인 방정식을 이산화 형태로 변환하는 과정에서 각 적분점에서 서로 다르게 표현되는데,  $ip_n$ 으로 표시되는 적분점은 삼차원의 유한 체적을 둘러싼 각 표면의 중심에 위치한다.

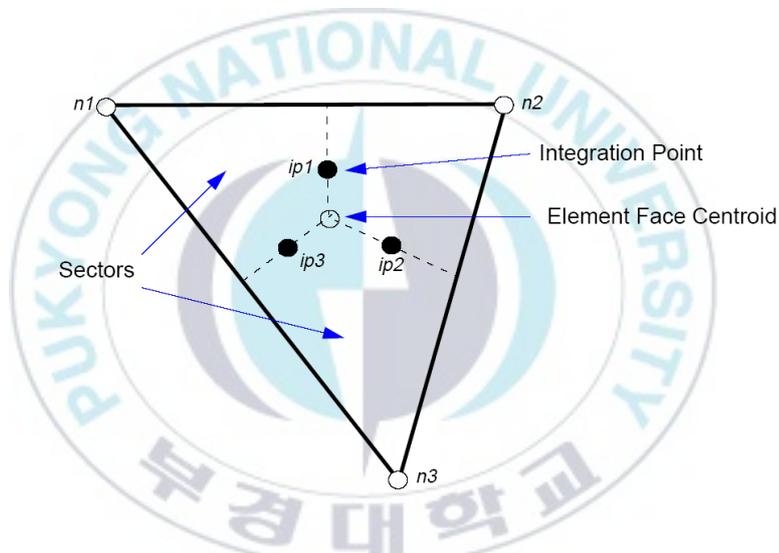


Fig. 3.2 독립 격자와 적분점

결과적으로, 적분 방정식의 이산화 형태는 다음과 같다.

$$\rho V \left( \frac{\rho - \rho^0}{\Delta t} \right) + \sum_{ip} (\rho U_j \Delta n_j)_{ip} = 0$$

$$\rho V \left( \frac{U_i - U_i^0}{\Delta t} \right) + \sum_{ip} \dot{m}_{ip} (U_i)_{ip} = \sum_{ip} (P \Delta n_i)_{ip} + \sum_{ip} \left( \mu_{eff} \left( \frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i} \right) \Delta n_j \right)_{ip} + \overline{S_{U_i}} V$$

$$\rho V \left( \frac{\phi - \phi^0}{\Delta t} \right) + \sum_{ip} \dot{m}_{ip} \phi_{ip} = \sum_{ip} \left( \Gamma_{eff} \frac{\partial \phi}{\partial x_j} \Delta n_j \right)_{ip} + \overline{S_\phi} V$$

$$V \left( \frac{\rho U_i - \rho^0 U_i^0}{\Delta t} \right) + \sum_{ip} \dot{m}_{ip} (U_i)_{ip} = \sum_{ip} (P \Delta n_i)_{ip} + \sum_{ip} \left( \mu_{eff} \left( \frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i} \right) \Delta n_j \right)_{ip} + \overline{S_{U_i}} V$$

$$V \left( \frac{\rho \phi - \rho^0 \phi^0}{\Delta t} \right) + \sum_{ip} \dot{m}_{ip} \phi_{ip} = \sum_{ip} \left( \Gamma_{eff} \frac{\partial \phi}{\partial x_j} \Delta n_j \right)_{ip} + \overline{S_\phi} V$$

여기서 V는 제어 체적, 첨자 ip는 적분점, 합(summation)은 유한체적 내의 모든 적분점에 대한 합,  $\Delta n_j$ 는 표면을 통해 나가는 서로 다른 표면 벡터,  $\Delta t$ 는 시간간격을 나타낸다. 비록 second order scheme이 아래에 언급된 바와 같이 가능하지만, 이 방정식에는 first order backward Euler scheme이 사용되었다. 상첨자 0는 전 시간 단계에서의 값을 의미한다. 제어 체적 면을 지나는 질량은  $m_{ip}$ 로 나타내었고 다음과 같다.

$$\dot{m}_{ip} = (\rho U_j \Delta n_j)_{ip}^0$$

### 3.1.3 난류 모델(Turbulence Models)

난류는 공간과 시간에 대해 유동 영역 내의 교란 (fluctuation)으로 인해 발생되며, 주로 3차원, 비정상 유동이고, 많은 유동 scale을 갖는다. 난류는 유동의 특성에 중요한 영향을 미치며, 유동에서 관성력이 점성력에 비해서 두드러지게 클 때, 즉 레이놀즈수가 큰 경우 발생한다.

Navier-Stokes 방정식은 부가적인 정보를 필요로 하지 않고, 난류와 층류를 모두 기술한다. 그러나 실제 레이놀즈수에서 난류의 길이와 시간 scale은 매우 다양하며, 일반적으로 수치해석에서 사용할 수 있는 가장 작은 제어체적보다 작은 길이 scale을 포함하고 있다. 이러한 유동을 직접 수치 모사 (DNS)로 해석하기 위해서는 상당한 컴퓨터 성능이 필요하므로 미래에나 가능한 일이다.

난류의 영향을 분석하기 위해, 난류모델을 이용하는 많은 CFD 기법들이 개발되어 왔다. 특히, 난류모델은 조밀격자 (fine mesh)를 이용한 계산이나 DNS와는 별도로 난류의 영향을 설명하기 위해 개발되었다. 뒤에 설명하는 바와 같이, 대부분의 난류모델은 통계학적인 접근을 통해 유도된다.

### 3.1.4. Reynolds Averaged Navier Stokes(RANS) Equations

앞서 언급한 바와 같이, 난류 모델은 평균성분과 변동성분을 도입하여 수정된 수송 방정식 (transport equation)의 해를 구하기 위한 수단이다. 예를 들어, 속도  $U$ 는 평균성분  $\bar{U}$  와 시간에 따른 변동성분  $u$ 로 나눌 수 있다.

$$U = \bar{U} + u$$

여기서,

$$\bar{U} = \frac{1}{\Delta t} \int_t^{t+\Delta t} U dt$$

$\Delta t$ 는 난류의 변동 scale보다 상대적으로 큰 시간 scale이지만, 방정식을 푸는 전체 시간보다는 작은 시간 scale이다. 원래의 수송방정식에 시간 평균된 물리량을 대입하면 아래와 같은 Reynolds Averaged Navier-Stokes 방정식을 얻을 수 있다.

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho U) = 0$$

$$\frac{\partial \rho U}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho U \otimes U) = \nabla \cdot (\tau - \overline{\rho u \otimes u}) + S_M$$

여기서  $\tau$  는 분자 응력 텐서(molecular stress tensor)이다.

$$\frac{\partial \rho \phi}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho U \phi) = \nabla \cdot (\Gamma \nabla \phi - \overline{\rho u \phi}) + S_E$$

연속방정식은 변화가 없으나, 운동량과 스칼라 수송방정식은 레이놀즈 응력항인  $\overline{\rho u \otimes u}$ , 그리고 레이놀즈 유속,  $\overline{\rho u \phi}$  등, 분자 확산 유속에 난류 유속항을 더한 항을 포함하고 있다.

이들 항은 비 평균화 방정식의 비선형 대류항으로부터 나타난다. 이 항들은 turbulent velocity fluctuation에 의한 대류는 molecular level에서의 thermal fluctuation에 의해 야기되는 혼합보다 더 크다는 사실을 나타낸다. 고 레이놀즈수에서, turbulent velocity fluctuation은 thermal fluctuation의 평균자유경로 (mean free path) 보다 훨씬 큰 길이 스케일을 갖는다. 따라서 난류 유속은 분자 유속보다 훨씬 크게 된다.

Reynolds Averaged Energy 방정식은 다음과 같다.

$$\frac{\partial \rho h_{tot}}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho U h_{tot} + \overline{\rho u h} - \lambda \nabla T) = \frac{\partial p}{\partial t}$$

여기서 평균된 전체 엔탈피는 다음과 같이 주어진다.

$$h_{tot} = h + \frac{1}{2}U^2 + k$$

Total enthalpy는 평균 운동 에너지 (mean kinetic energy)와 난류 운동에너지 (turbulent kinetic energy)를 포함한다. 여기서 난류운동 에너지는 다음과 같이 정의된다.

$$k = \frac{1}{2}\overline{u^2}$$

난류 모델은 레이놀즈 응력과 레이놀즈 유속의 계산을 위한 모델을 제공함으로써 Reynolds averaged 방정식을 닫아주는 역할을 한다. 점성항에 대한 처리로 분류하면 난류모델은 크게 eddy viscosity models과 Reynolds stress models의 두 가지로 나눌 수 있다.

### 3.1.5. k- $\omega$ 모델에 기초한 전단 응력 수송 모델 (Shear Stress Transport Model: SST Model)

k- $\omega$  모델에 기초한 SST 모델은 난류 전단 응력의 수송을 고려함으로써, 역 압력 구배 하에서 유동 박리의 시작과 크기를 정확히 예측한다. BSL model은 Wilcox 모델과 k- $\epsilon$  모델의 장점을 합한 것

이지만, 여전히 매끄러운 표면에서 발생하는 박리의 크기와 시작점을 적절히 예측하지 못하는데, 결합된 두 모델 모두 난류 전단응력의 수송을 고려하지 않기 때문이다. 따라서 와 점성을 과대하게 예측하는 결과로 나타난다. 적절한 수송 거동은 와 점성 공식에 제한자(limiter)를 사용하여 얻을 수 있다.

$$v_t = \frac{a_1 k}{\max(a_1 \omega, SF_2)}$$

여기서,

$$v_t = \mu_t / \rho$$

이며, F2는 제한자가 경계층 내에서만 유효하도록 해주는 blending 함수이다. 이러한 제약이 필요한 이유는 모델에 사용된 기본적인 가정들이 전단이 없는 유동에 대해서는 정확하지 않기 때문이다. S는 변형율의 invariant이다.

### Blending Functions

Blending function은 이 모델에서 아주 중요한 역할을 하는데, 가장 가까운 벽까지의 거리와 유동변수로 표현된다.

$$F_1 = \tanh(\arg_1^4)$$

여기서,

$$\arg_1 = \min\left(\max\left(\frac{\sqrt{k}}{\beta' \omega y}, \frac{500\nu}{y^2 \omega}\right), \frac{4\rho k}{CD_{kw} \sigma_{w2} y^2}\right)$$

이고,  $y$ 는 가장 가까운 벽까지의 거리이며,  $\nu$ 는 동점성계수이다. 그리고

$$CD_{kw} = \max\left(2\rho \frac{1}{\sigma_{w2} \omega} \nabla k \nabla \omega, 1.0 \times 10^{-10}\right)$$

$$F_2 = \tanh(\arg_2^2)$$

이다. 여기서

$$\arg_2 = \max\left(\frac{2\sqrt{k}}{\beta' \omega y}, \frac{500\nu}{y^2 \omega}\right)$$

로 표현된다.

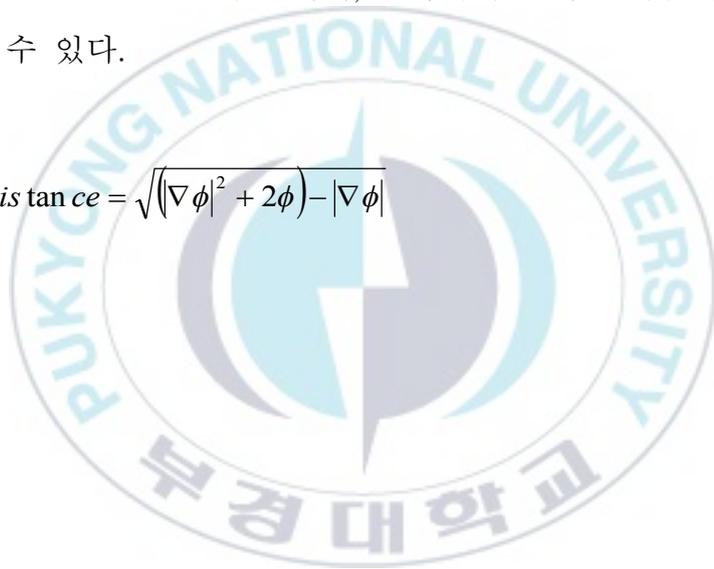
The Wall Scale Equation

SST 모델이나 BSL 모델은  $k-\omega$  모델과  $k-\varepsilon$  모델의 혼합을 수행하기 위해 노드로부터 가장 가까운 벽면까지의 거리를 계산해야 한다. Wall Scale 방정식은 벽면까지의 거리를 구하는 식으로써 다음과 같다.

$$\nabla^2 \phi = -1$$

여기서  $\phi$ 는 Wall Scale의 값이며, 벽까지의 거리는 다음의 식으로부터 구할 수 있다.

$$Wall\ Distance = \sqrt{(|\nabla \phi|^2 + 2\phi)} - |\nabla \phi|$$



## 제 4 장 BLOW DOWN SYSTEM CFD 해석

### 4.1 BLOW DOWN SYSTEM CFD 연구방법

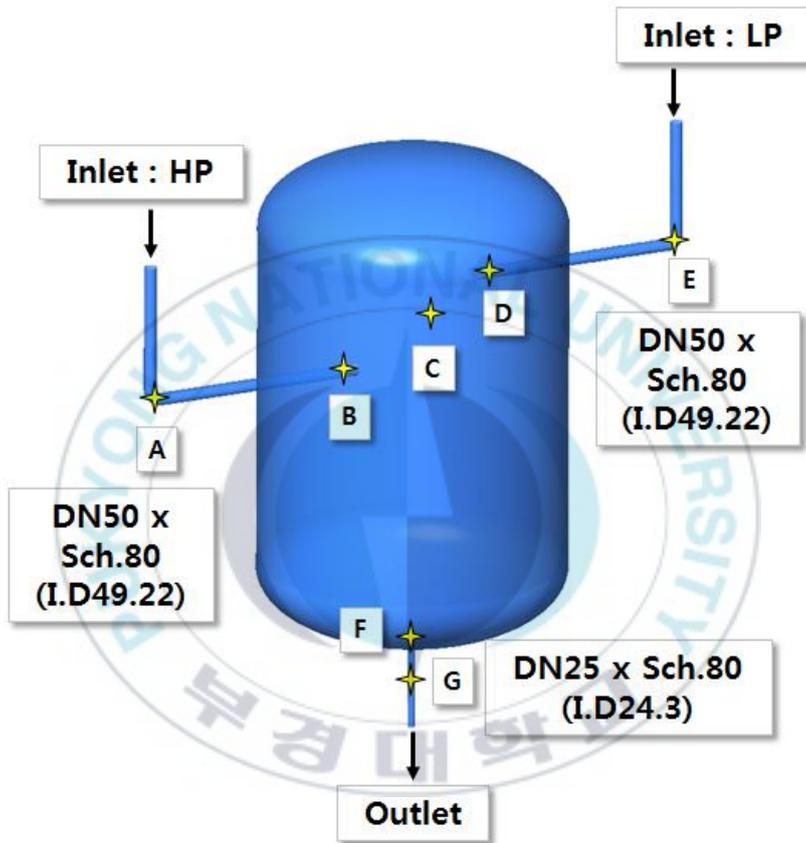


Fig. 4.1.1 Continuous Blow Down Tank내 압력 및 속도 계산 지점,  
A : 고압관 곡관부, B : 고압관 출구 / 탱크입구, C : 탱크 중심부와  
각 라인 유입부 중앙, D : 저압관 출구 / 탱크입구, E : 저압관  
곡관부, F : 드레인 관 입구, G : 드레인 관 내

블로우 다운 계통 운전 조건을 고려하여 경계조건은 표 4.1과 같이 정의하였다. 먼저 A.B 조건(아산배방 프로젝트)과 G.J 조건(광주수원 프로젝트) 2가지 운전상황을 가정하였고, 작동유체는 The International Association for the Properties of Water and Steam (IAPWS) steam 모델을 선정하였다. Time step은 0.01s로 설정하였으며 초기기준 압력은 1 atm을 가정하였다.

표 4.1 블로우 다운 시스템 별 경계조건

|                     | A.B PROJECT           | G.J PROJECT |
|---------------------|-----------------------|-------------|
| Inlet (HP), kg/h    | 3017                  | 1268.64     |
| Inlet (LP), kg/h    | 864                   | 270.02      |
| Inlet Temp.(HP), °C | 294.1                 | 296.17      |
| Inlet Temp.(LP), °C | 173.6                 | 171.13      |
| Outlet              | Atmospheric condition |             |

해석에는 약 116만 2천개 Tetra-Prism Mesh 이용, 벽효과 반영을 위한 증기관 및 탱크 벽면 높은 격자 조밀도를 정의하여 생성하였고, 격자 생성 결과는 그림 4.1.2와 같다.

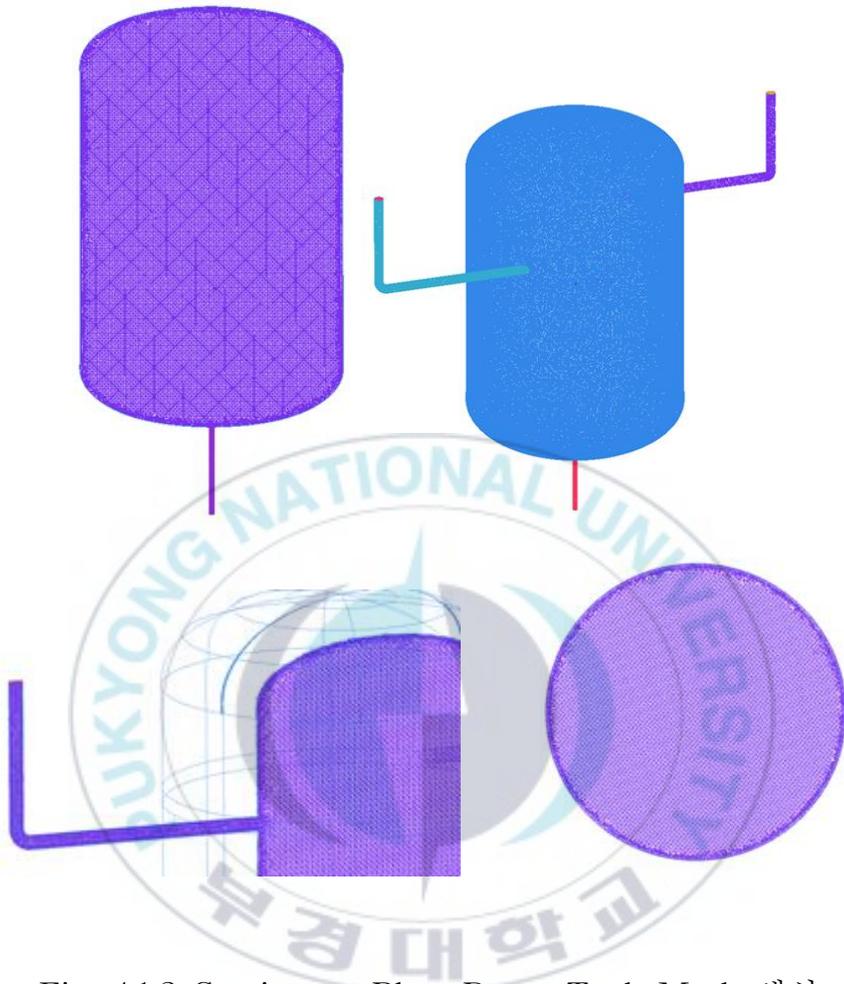


Fig. 4.1.2 Continuous Blow Down Tank Mesh 생성

## 4.2 BLOW DOWN SYSTEM CFD 해석결과

### 4.2.1 증기 유입에 의한 탱크 내부 압력장 가시화

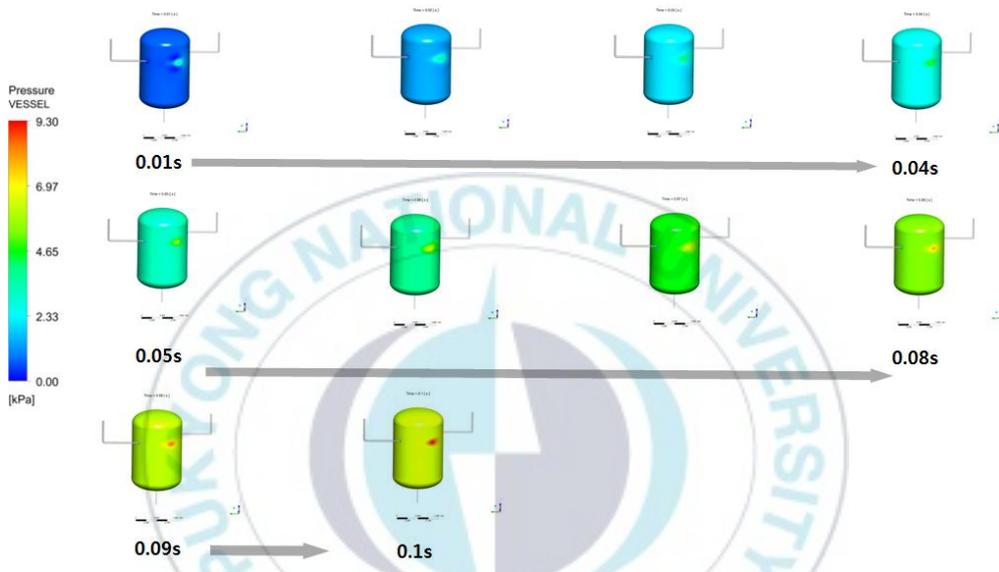


Fig. 4.2.1 Visualization of pressure effects in inner tank with time increment

상기 그림 4.2.1과 같이 HP, LP 측의 스팀이 TANK 내부로 유입 시 내부 압력장을 시간 변화에 따라 나타내었다. 0.01초부터 0.1초 동안의 변화를 나타냈으며 고압측의 증기 유입에 의해 탱크 내벽 특정부분의 압력이 집중되는 것을 관찰 할 수 있다. 이는 실제 운전 시 특정 부위가 이물질이 증기에 혼합되어 운전되면 마모, 침식을 일으키는 삭마현상이 특정 부위에 나타날 수 있다는 것을 의미한다.

## 4.2.2 초기 탱크 내부 증기 흐름 가시화

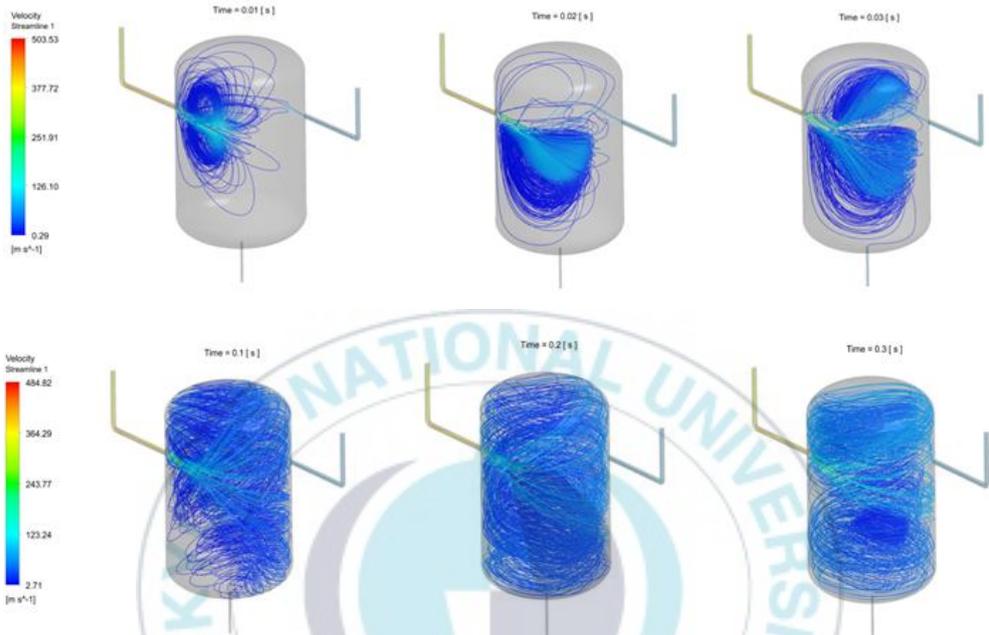


Fig. 4.2.2 Time variation of steam flows for 0.3s

그림.4.2.2는 최초 HP, LP스팀이 TANK 내부로 유입 될 때 초기 0.01초에서 0.3초 동안의 현상을 가시화하여 나타낸 결과이다. 고압과 저압라인의 엇갈린 배열 구조로 인해 증기의 와류 흐름이 활발히 일어나는 것을 관찰 할 수 있고, 0.3초 부근부터는 보텍스 코어(Vortex core)가 생성되기 시작한다. 이 결과로 부터 Fig.4.2.3의 그래프와 같이, 초반 증기 유입 시 증기 유속의 요동은 보텍스 코어에 의한 영향이 지배적으로 나타남을 알 수 있다.

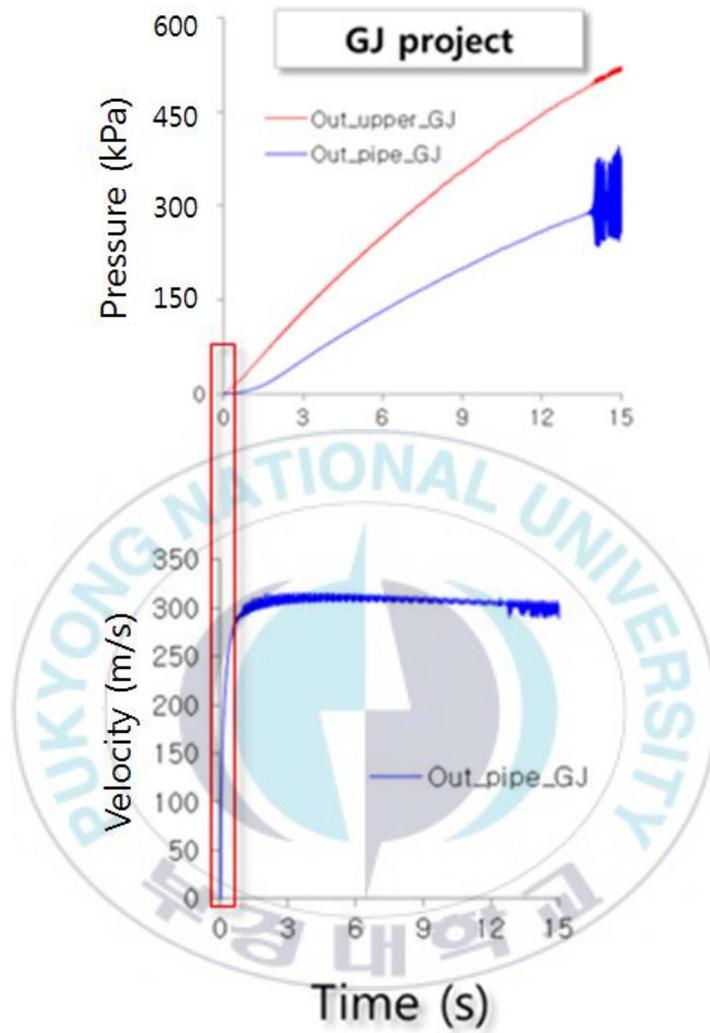


Fig. 4.2.3 Pressure–Time and Velocity–Time from 0.01s to 0.3s

### 4.2.3 증기 유속 변동구간의 흐름 관찰

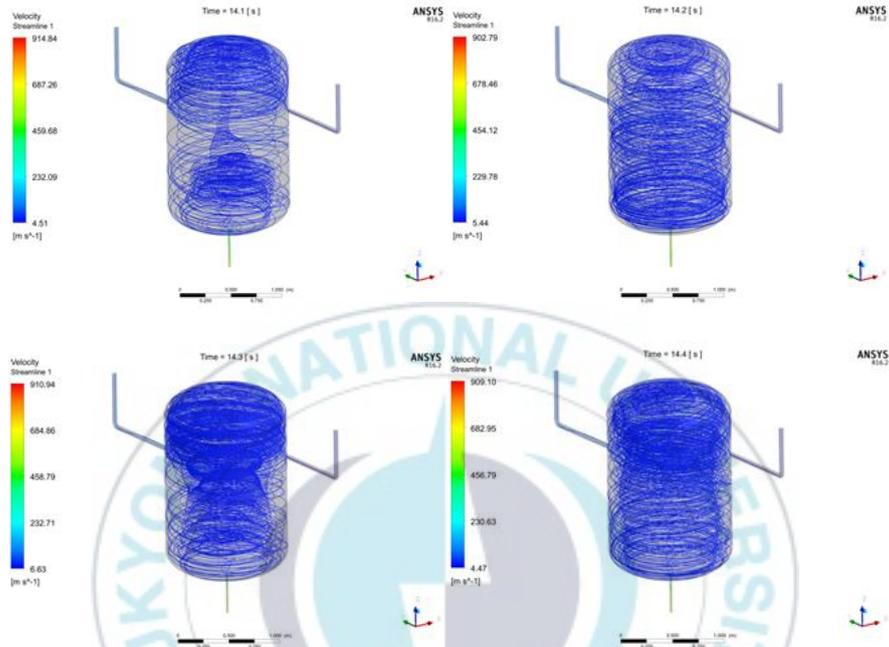


Fig. 4.2.4 Visualization of steam flow in tank

증기 흐름에 대하여 가시화한 결과를 그림 4.2.4과 같이 나타내었다. 그림 4.2.5와 같이 속도와 압력 변동이 심한 구간인 14.1초 에서 14.4초 동안의 결과를 도시하였고, 짧은 시간 내에 보텍스 코어의 반경은 수축과 이완을 반복하는 것을 관찰 할 수 있다. 이러한 요동이 압력과 속도에 지배적인 영향을 미치는 것이라 판단되며, 증기관의 엇갈림 배열과 유입되는 증기 질량 유량의 비대칭에 의해 이러한 현상이 더 활발하게 나타난다고 여겨질 수 있다. Drain line 내측이 특

히 변동이 심하게 관찰되는 이유 역시 이러한 탱크 내 와류현상과 압력증가에 의한 증기 밀도의 변화에 기인한다고 볼 수 있다.



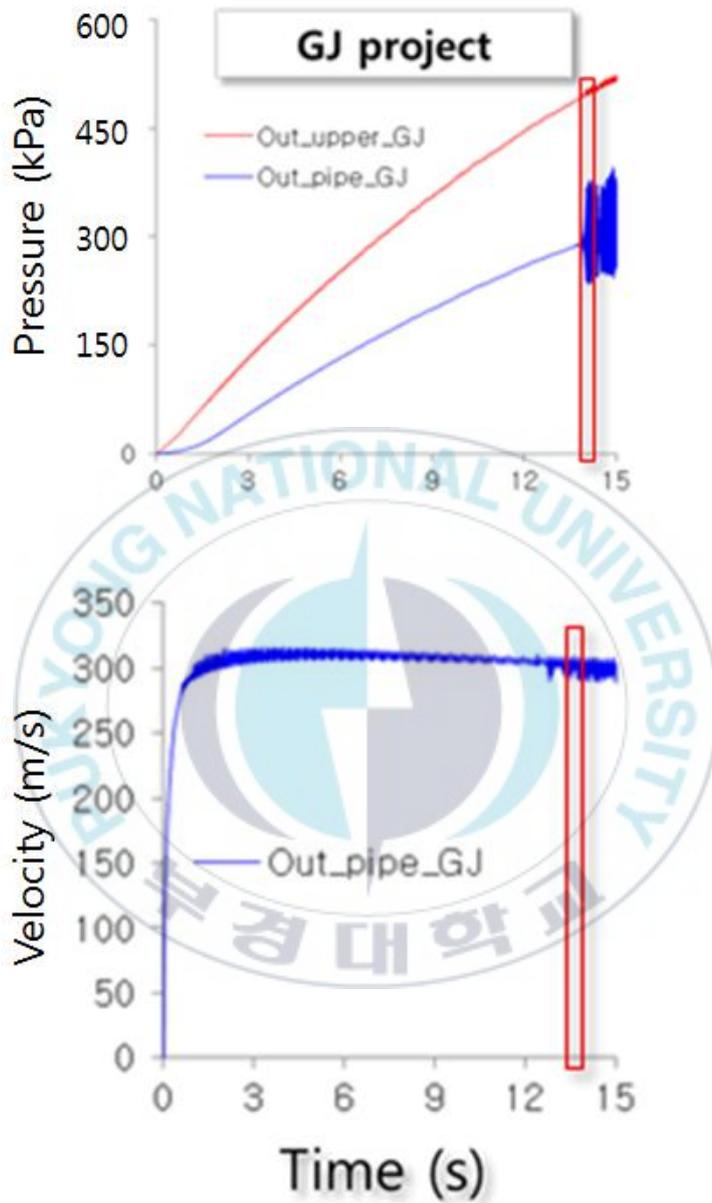


Fig. 4.2.5 Pressure–Time and Velocity–Time from 14.1s to 14.4s

#### 4.2.4 고압 곡관 측 유속 결과 분석

그림 4.2.6은 고압관 곡관측 A 지점과 Tank 유입 부분인 B지점에서 0초에서 15초 동안의 속도 결과를 보여준다. 초기 작동 시 급격한 속도 상승과 함께 시간이 증가함에 따라 속도 그래프는 700m/s에서 100m/s로 감소하는 형태가 나타난다. 요동 성분은 관찰 되지 않았으며 진동에 주원인이라 보기 어렵다.

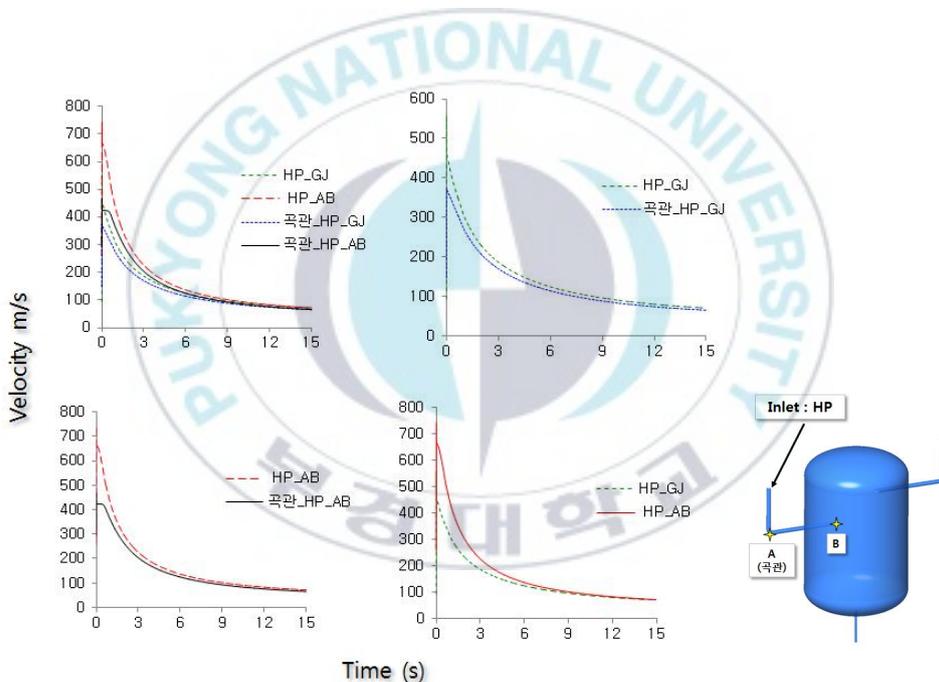


Fig. 4.2.6 Time-velocity results of the HP side

## 4.2.5 저압 곡관 측 유속 결과 분석

그림 4.2.7은 저압관 곡관 측 E 지점과 Tank 유입 부분인 D지점에 대한 0초에서 15초 동안의 속도 결과를 보여준다. 고압측과 마찬가지로 초기 작동 시 급격한 속도 상승과 함께 시간이 증가함에 따라 속도 그래프는 350m/s 에서 100m/s로 감소하는 형태가 나타나며 요동 성분은 관찰 되지 않았다.

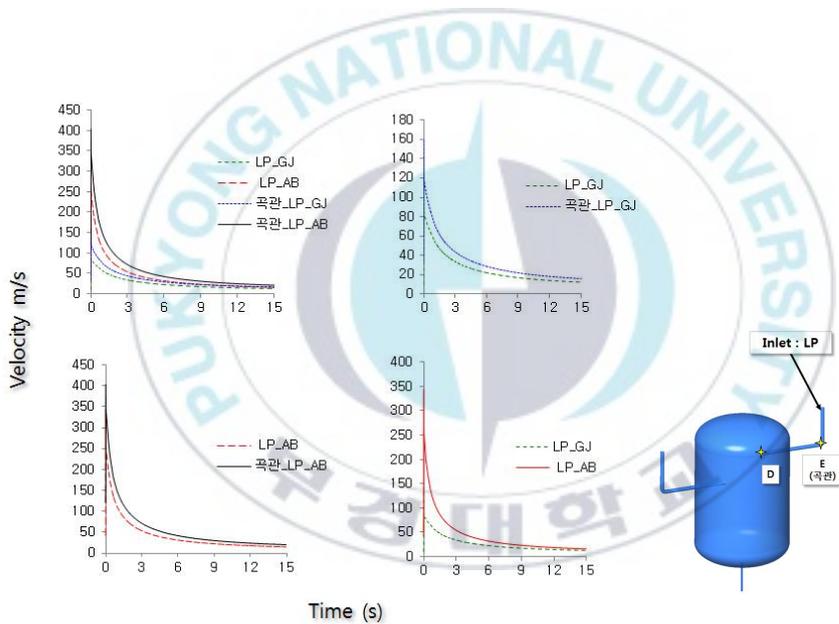


Fig. 4.2.7 Time-velocity results of the LP side

## 4.2.6 VELOCITY SECTOR (TANK 내부) 결과 분석

TANK 내부의 중심점 C점에 대한 CFD 해석결과 유입과 동시에 약 2초까지 속도가 증가하다가 강한 요동을 동반하며 AB PROJECT 모델의 경우 11m/s, GJ PROJECT 모델의 경우 4m/s의 유속으로 수렴해 나가는 모양을 보였다. 그림 4.2.8과 같이, 본결과를 통해 원통 내부의 압력 증가와 동시에 강한 와류를 동반하는 것을 예측 할 수 있으며, 이러한 요동 현상 또한 초기 운전 시 발생하는 진동의 원인으로 여겨질 수 있다.

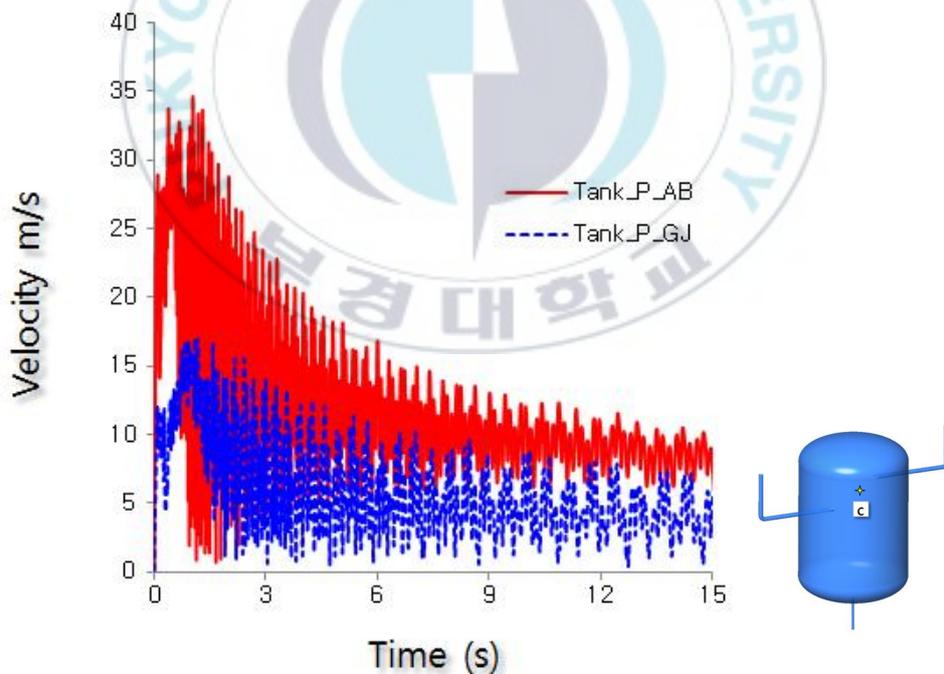


Fig. 4.2.8 Time-velocity results of the tank center

## 4.2.7 TANK DRAIN 관 속도 결과 분석

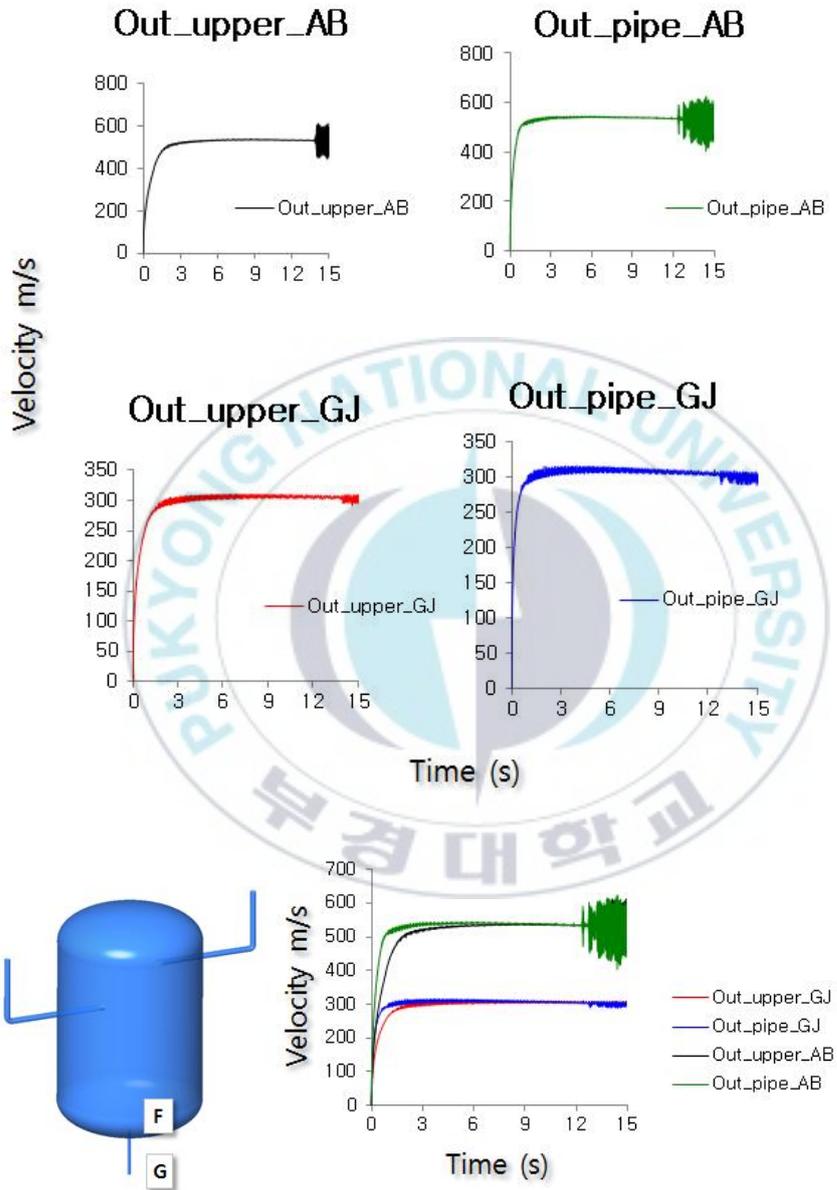


Fig. 4.2.9 Time-velocity results of the drain line side

탱크에서 드레인 라인으로 유입되는 지점인 F점과 배관 내 G점에 대한 시간에 따른 속도 변화 결과를 그림 4.2.9에 도시하였다.

드레인 라인으로 유입되는 증기 유량이 점점 증가하면서 속도가 증가하다가 상대적으로 유량이 높은 AB PROJECT모델의 경우 12초 부근에서 요동의 진폭이 넓어지는 것으로 나타났고, GJ PROJECT 모델은 13초부터 진폭이 커지는 것이 관찰된다. 탱크 내부의 강한 와류 현상으로부터 기인하는 진동은 각각 12초와 13초전까지 나타난다고 할 수 있으며, 탱크 내부의 압력 증가와 함께 나타는 증기 압축성에 의한 영향으로 해석 될 수 있다. 이 데이터를 통해서 블로우 다운 시스템의 유체 운동력에 기인한 진동 현상은 초기 유입 시 증기 와류 흐름에 의한 영향으로부터 떨림이 지배적으로 나타나다가 시간이 지남에 따른 탱크 압력 증가로 인해 드레인 관내 요동현상이 심해지는 것으로 보인다.

## 4.2.8 고압 배관측 압력 결과 분석

고압관 곡관 A 지점과 Tank 유출 B지점에 대한 시간 증가에 따른 압력을 그림 4.2.10에 나타내었다. 특별한 요동현상은 관찰 되지 않았으며, 시간 변화에 따라 압력이 증가함을 알 수 있다. 곡관과 출구측 부분에서는 압력 차이가 거의 나타나지 않았다.

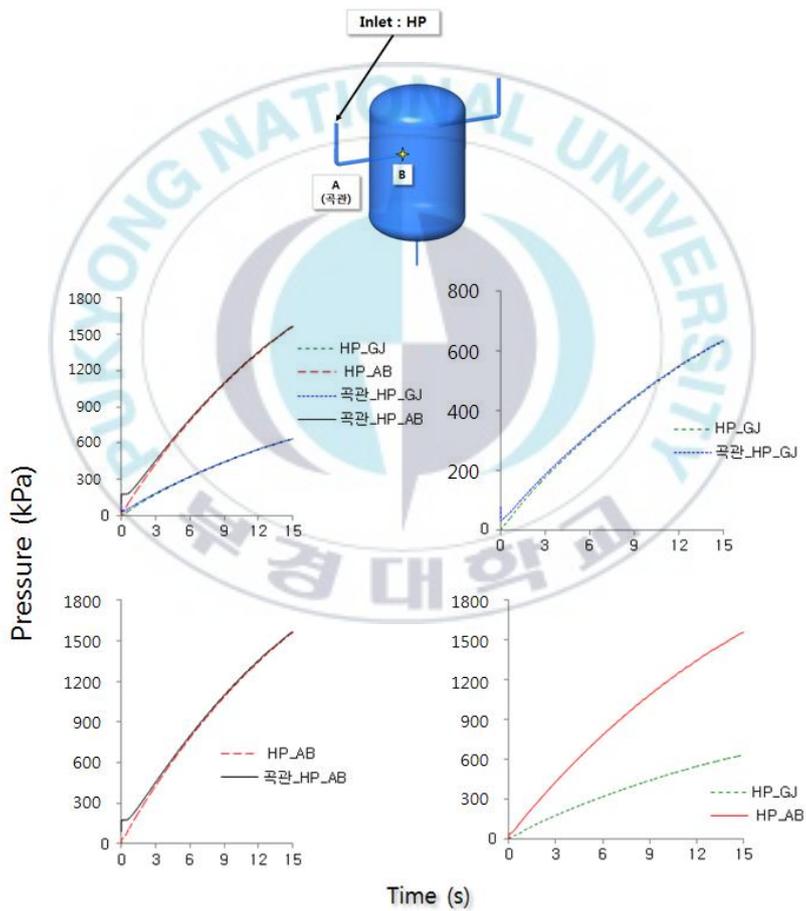


Fig. 4.2.10 Time-pressure results of the HP side

#### 4.2.9 저압 배관측 압력 결과 분석

저압관 곡관 E지점과 Tank 유입부인 D지점에 대한 압력 변화 관찰 결과를 그림 4.2.11에 나타내었다. 유량 차이에 의한 압력 차이 외엔 속도계산 결과와 마찬가지로 요동 현상이 관찰 되지 않았다.

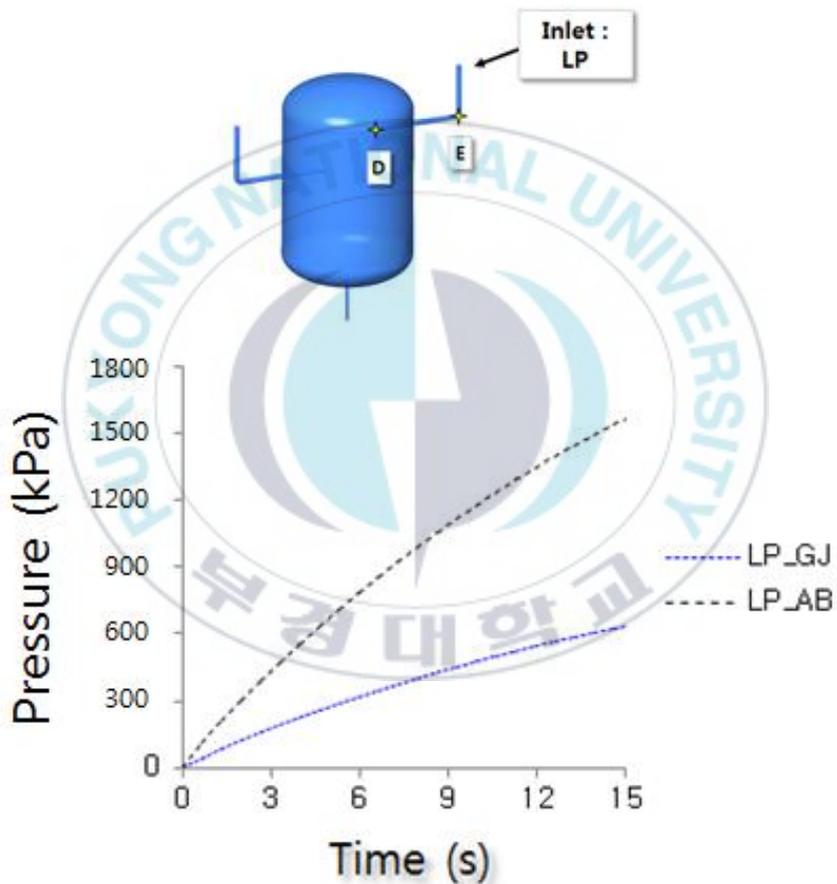


Fig. 4.2.11 Time-pressure results of the LP side

#### 4.2.10 탱크 중앙부 압력 결과 분석

탱크의 중앙 부인 C지점에서의 결과는 앞서 속도 결과와는 반대로 요동이 미미하게 관찰된다. Swirl 현상의 중심부에서 계산되어 동압이 상대적으로 낮게 나타났다고 해석 할 수 있으며 가시화된 결과와 복합적인 해석이 요구 된다.

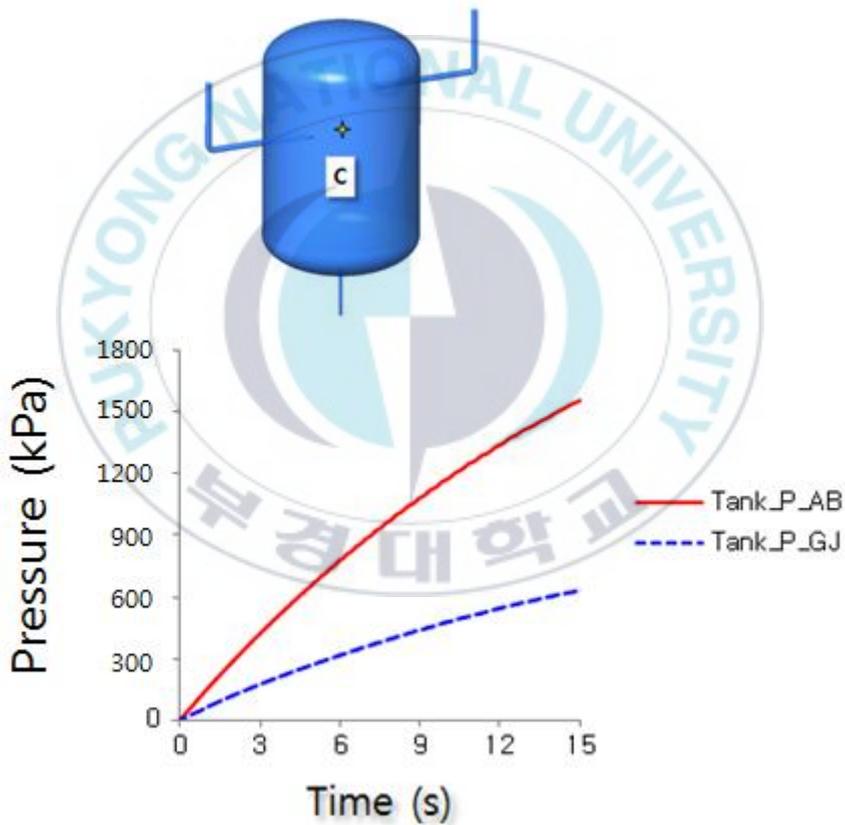


Fig. 4.2.12 Time-pressure results of the tank center

#### 4.2.11 탱크 배수부 라인 압력 결과 분석

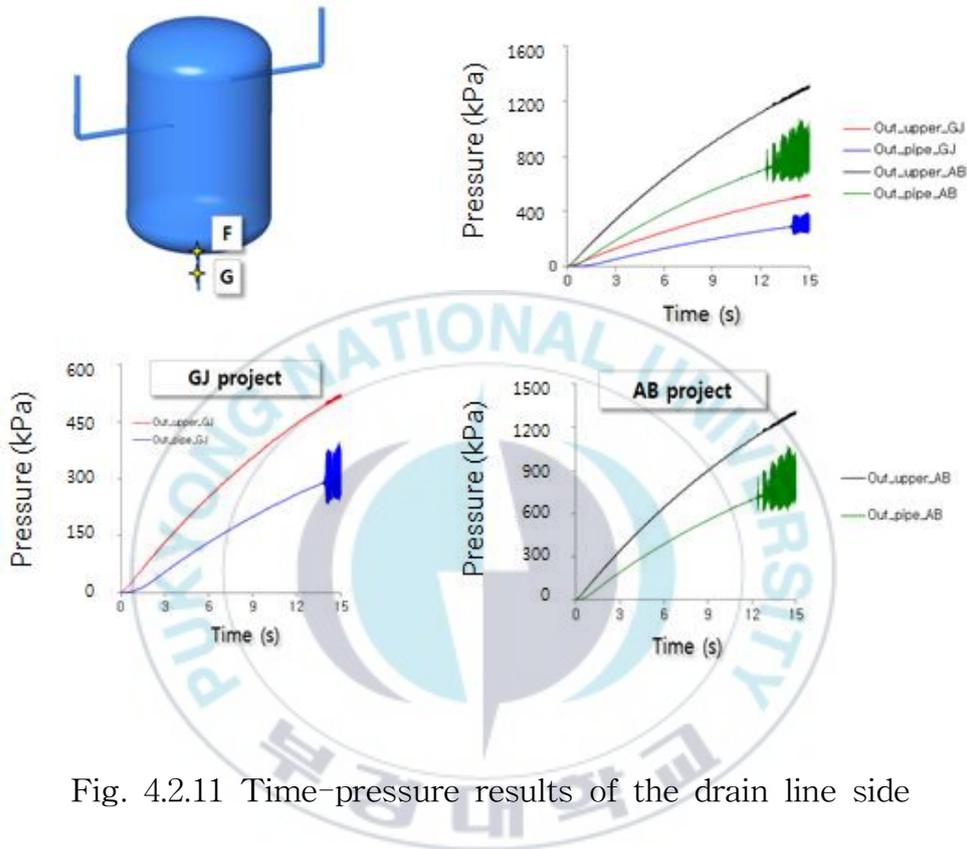


Fig. 4.2.11 Time-pressure results of the drain line side

탱크 드레인 라인 유입지점인 F점과 라인 내 G점 대한 압력해석 결과를 그림 4.2.11에 나타내었다. 라인 내 G점에 대한 압력 요동 현상이 심하게 나타나며 탱크내부 압력증가에 의한 영향으로 관내 증기 압력의 요동이 크게 발생함을 알 수 있다.

## 제 5 장 결 론

본 연구에서 CFD 해석을 통하여 블로 다운 초기 운전 시 발생 하고 있는 유체흐름으로부터 기인하는 진동현상에 대한 연구를 진행 하였다. 총 7개 측정 지점에서 얻어진 결과로 부터 다음과 같은 원 인을 분석할 수 있었다.

1. HP와 LP 관찰부분에서의 속도는 초기 밸브 가동 시 관내 증기의 밀도 차이에 의해 속도가 급격히 증가 했고 점차 탱크 내압이 증가 면서 감소하는 것을 보였지만 관 내 흐름이 진동을 야기한다고 보기 어렵다는 것을 알 수 있었다.

2. 탱크 중앙 관찰지점에서 소용돌이에 의한 속도의 변동은 크게 나 타나지만, 탱크의 내압은 HP 관으로 부터 유입되는 흐름에 더 지배 적인 영향을 받는 것으로 나타났으며, 향후 삭마환경, 유체-구조 연 동해석을 고려한 해석이 필요할 것으로 예상된다.

3. 드레인 라인에서 속도 및 압력의 심한 변동현상은 약 13초 부터 시작되며, 본 연구의 결과로부터 블로우 다운 초기 운전 시 발생하 는 진동은 토출 배관으로 부터 발생되어 전체 시스템에 영향을 미치 게 된다고 볼 수 있었다.

이 연구 결과는 향후 산업현장에서 발생하고 있는 운전 시 유체에 의한 기기/배관 진동현상 개선에 도움이 될 것으로 기대하며, 선행 설계 혹은 운전절차에 중요한 참고자료로 활용 가능 할 것으로 사료 된다.



## 참 고 문 헌

1. Moody, Frederick J. "Maximum two-phase vessel blowdown from pipes." *Journal of Heat Transfer* 88.3 (1966): 285-294.
2. Faletti, Duane W., and R. W. Moulton. "Two phase critical flow of steam water mixtures." *AICHE Journal* 9.2 (1963): 247-253.
3. Zaloudek, F. R. The critical flow of hot water through short tubes. No. HW-77594. General Electric Co. Hanford Atomic Products Operation, Richland, Wash., 1963.
4. Haque, M. A., S. M. Richardson, and G. Saville. "Blowdown of pressure vessels. I. Computer model." *Process Saf. Environ. Protect* 70.B1 (1992): 3-9.
5. Haque, M. A., et al. "Blowdown of pressure vessels. II. Experimental validation of computer model and case studies." *Trans. I. Chem. E. part B: Process Safety Environmental Protection* 70 (1992): 10-17.

6. Overa, S. J., Stange, E., & Salater, P. (1994). Determination of temperatures and flare rates during depressurization and fire. In Proceedings of 72nd GPA Annual Conention (pp. 235 - 247).
7. Mahgerefteh, Haroun, and Shan MA Wong. "A numerical blowdown simulation incorporating cubic equations of state." Computers & Chemical Engineering 23.9 (1999): 1309-1317.
8. D'Alessandro, Valerio, et al. "Modelling blowdown of pressure vessels containing two-phase hydrocarbons mixtures with the partial phase equilibrium approach." Chemical Engineering Science 126 (2015): 719-729.
9. Jo, Jong Chull, et al. "Numerical prediction of a flashing flow of saturated water at high pressure." Nuclear Engineering and Technology (2018).
10. Li, Wei, et al. "Preliminary study of coupling CFD code FLUENT and system code RELAP5." Annals of Nuclear Energy 73 (2014): 96-107.
11. API Recommended Practice 520, Sizing, Selection, and

Installation of Pressure-Relieving Devices in Refineries, 7th ed.,  
January 2000

12. API Recommended Practice 521, Guide for Pressure-Relieving  
and Depressuring Systems

13. API Standard 2000, Venting Atmospheric and Low-Pressure  
Storage Tanks (Nonrefrigerated and Refrigerated), 2000 ed.

14. Ray, Asok. "Dynamic modeling and simulation of a relief  
valve." *Simulation* 31.5 (1978): 167-172.

15. Narabayashi, Tadashi, et al. "Safety relief valve performance  
for two-phase flow." *Journal of nuclear science and technology*  
23.3 (1986): 197-213.

16. Song, Xue-Guan, Young-Chul Park, and Joon-Hong Park.  
"Blowdown prediction of a conventional pressure relief valve with  
a simplified dynamic model." *Mathematical and Computer  
Modelling* 57.1-2 (2013): 279-288.