

배관의 결빙에 의한 열변형 및 열응력 해석

박영돈* · 변상규** · 강범수***

(1997년 1월 13일 접수)

Thermal Deformation and Thermal Stress Analysis of Pipe During Pipe Internal Fluid Freezing

Y. D. Park, S. K. Byun and B. S. Kang

Key Words : Thermal Stress(열응력), Thermal Shock(열충격), Ice Plugging(배관 관막음), Ice Freezing(배관결빙)

Abstract

In case the systems have radioactivity, toxic liquid or expensive fluid, and have to be performed repair work at one point of the system pipe, the formation of an internal ice plug by the removal of heat from the pipe is often considered as a useful method. In this procedure, an annular jacket is placed around the pipe, and the jacket is then filled with liquid Nitrogen(-196°C). Thermal analysis by the finite element method based on the laboratory experiments has been constructed. The result of the finite element analysis on the experimental model shows to be reasonable, and thus the finite element analysis for different pipe size, material and thickness has been performed to see if the ice plugging procedure in various applications can be safely performed without possibility of damage to the pipe. It has been confirmed that in carbon steel pipes the maximum stress is found around the boundary of the freezing jacket, and the stress increases as pipe thickness increases, but the maximum stress shows no consistency along the increment of the pipe diameter. The maximum stresses appear lower than yield stress in carbon steel. It has been also shown that in stainless steel pipes the maximum stresses are also found around the boundary of the freezing jacket, but almost the same value in spite of different pipe size and thickness, and the maximum stresses show slightly higher than the yield stress of the stainless steel.

1. 서 론

배관결빙(pipe freezing)이란 냉매를 이용하여 관내의 유체를 냉각결빙시켜 유체흐름을 차단시키는 것을 말한다. 산업현장에서는 관련 배관이나 계통기기의 보수를 요할 때, 차단밸브가 없거나 차단

밸브가 있다 하더라도 내부누설(internal leakage)이 발생하여 차단이 불가능할 때가 빈번히 발생하고 있다. 이러한 경우에는 관내의 유체를 모두 배출시킨 후 작업을 수행하게 되는데, 원자력발전소나 화학공장 등에서는 계통 내의 유체가 방사능을 띄거나 유독성 물질 또는 매우 값비싼 물질일 경우가 많으며, 경제적 또는 환경적으로 심각한 문제가 발생하게 된다. 그러므로 관내의 유체를 얼려서 얼음으로 하여금 배관의 관막음(pipe plugging)을 수행할 수 있도록 하는 배관결빙작업이 이러한 경우

*회원, 한국전력공사

**부산대학교 대학원

***회원, 부산대학교 정밀정형 및 금형가공 연구소

에 가장 효율적이고 경제적인 방법으로 이용될 수 있다.

배관결빙에 쓰이는 매체로는 액화질소(liquid nitrogen, LN₂)가 주로 사용된다. 이는 대기압 하에서 액화질소는 -196°C, 가스상태의 질소는 -160°C 정도를 유지하기 때문이다. 배관결빙시 관내에 결빙된 얼음을 통상 아이스-플러그(ice plug)라 부르며, 이의 형성은 관내 유체의 종류, 온도, 유량, 압력 및 주변온도, 액화질소의 유량, 관직경, 관재질 등에 의해 영향을 받는다.⁽¹⁾ 작업방법으로는 배관 주위에 결빙자켓(freeze jacket)을 부착하고 자켓 내부로 액화질소 라인을 연결하여 액화질소를 계속 공급함으로써 결빙상태를 지속적으로 유지하게 된다(Fig.1 참조). 그러나 이러한 방법으로 극저온의 액화질소를 배관에 접촉시켰을 때 열충격(thermal shock)으로 유발되는 열응력(thermal stress)에 의해 배관에 소성변형 및 균열 등의 결함발생 가능성이 매우 높다.

본 연구에서는 기존의 실험결과에 대하여 유한요소 해석을 통하여 검증하고, 이를 바탕으로 배관의 크기나 재질 등의 변수에 따라 열응력을 분석하여, 각 경우의 안전한 작업 범위를 규명하고자 한다.

2. 연구목표 및 내용

최근에 산업현장에서 배관결빙에 의한 배관 차단으로 보수작업을 빈번히 수행하고 있으며, 특히 캐나다에서 개발한 가압중수형(CANDU) 원자력발전소에서는 원자로에 해당하는 압력관(pressure tube)과 연결되는 급수배관(feeder pipe)에 결빙자켓을 영구설비로 부착해 놓고 압력관 보수 작업 필요시마다 원자로 냉각재(D₂O)를 배수하지 않고 결빙에 의한 차단으로 값비싼 중수(D₂O)의 손실없이 효과적으로 작업을 하고 있다.

이러한 작업에서 -196°C의 액화질소를 배관에 분사했을 때 발생할 수 있는 열충격에 의한 열응력의 발생에 대한 실험이 캐나다 온타리오(Ontario) 발전소에서 시행되어 안전성에 문제가 없는 것으로 일부 밝혀져 있다. 그러나 배관결빙작업은 가압중수형 발전소뿐만 아니라 가압경수형(PWR) 발전소나 화학공장의 경우에도 많이 적용되고 있다. 이들 현장에는 탄소강뿐만 아니라 스테인레스강 등 다양한 크기와 두께의 배관이나 밸브들이 있어 이에 대한 학문적, 실험적 자료의 부족으로 많은 작업자들

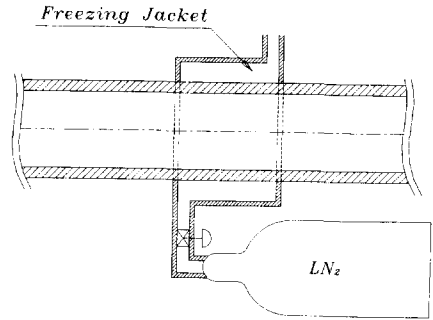


Fig. 1 Layout drawing for practical ice plugging.

이 안전성에 대한 불안감을 갖고 있는 것이 사실이다. 따라서 배관결빙에 의한 보수작업의 다양하고 광범위한 적용을 위해 우선 실험에 의한 열충격 분석을 근거로 유한요소해석을 수행하여 표준조건을 설정한 후 재질, 배관크기 및 두께별로 다음과 같이 해석을 수행하여 작업의 안전성을 규명하고자 한다.

- (가) 열전달(heat transfer) 해석
- (나) 열충격 해석
 - ① 재질에 따른 해석
 - ② 배관두께 변경에 따른 해석
 - ③ 배관크기 변경에 따른 해석

3. 기존의 실험 분석

3.1 배경

이 실험부분은 캐나다 온타리오 전력회사의 연구소에서 아이스-플러그현상을 규명하기 위하여 실험한 것을 인용하였다.⁽²⁾ 그러므로 실험의 과정과 결과를 세밀히 고찰하고 이를 유한요소해석의 결과와 비교, 분석하여 형상과 재질이 다른 관의 결빙에도 적용하고자 하였다.

3.2 실험장치

실험장비는 길이 2 m, 직경 3.5"인 A106 Grade B 재질의 배관으로 구성되어 있으며, 한쪽은 막혀져 있고 반대쪽은 개방된 상태로 수직으로 세워져 있다(Fig.2 참조). 배관에는 특수 스트레인 게이지(strain gage)와 온도센서들이 곳곳에 부착되어 있으며 이들 스트레인 게이지 중에는 액화질소의 분사위치에 있어 냉매와 직접 접촉되는 곳에도 몇 군데 있다. 모든 계측장치들은 데이터 수집 시스템(data acquisition system)을 통하여 컴퓨터에 연

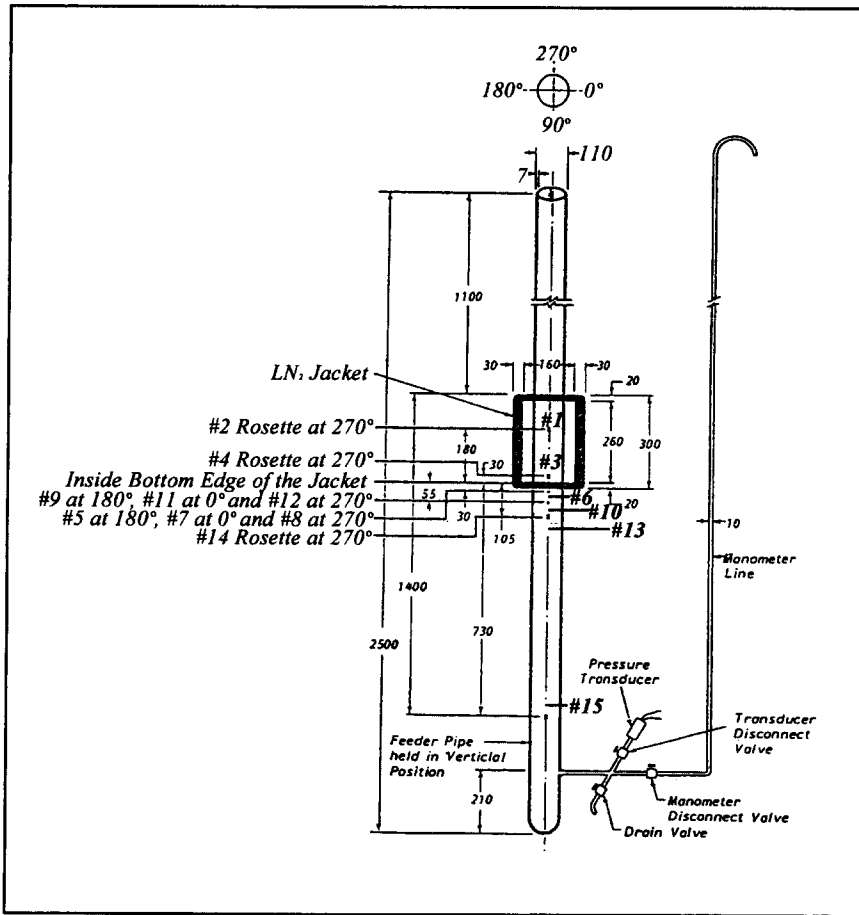


Fig. 2 Location of strain gages and temperature sensors on test section.

결되었으며, 계측기들의 기능을 확인하기 위해 실험 전에 전반적인 교정을 실시하였다.

3.3 실험결과

최대 응력 분석 : 이 실험에서 응력의 상승은 배관 결빙동안 발생한 순수한 열응력과 기계적 응력의 조합에 의해서만 나타났다. 실험결과 가장 큰 인장응력을 나타낸 것은 결빙자켓 내부의 하부경계에서 30 mm 위쪽에 설치되어 실험동안에 액화질소와 직접 접촉한 #3 스트레인 게이지였으며, Fig. 3에서 시간에 따른 최대, 최소 및 전단응력의 이력을 보여주고 있다. 액화질소를 주입한 후 짧은시간 이내에 약 100 MPa의 인장응력을 나타내고 있으며, 이 때의 온도는 약 -150°C 으로 나타났다. 이 최고치를 지난 후 응력은 아주 낮은 수준으로 급격히 떨어지며 약 20 MPa을 초과하지 않고 유지되

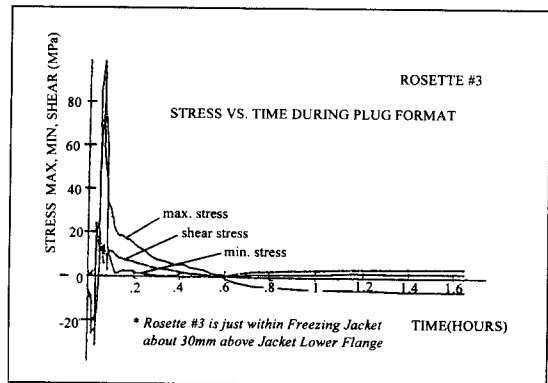


Fig. 3 Stress vs time at maximum stress location in test.

었다.

실험결과를 검토한 후 아래와 같이 요약하였다.

- (1) 최대 인장응력이 결빙자켓 경계근처에서 발

Table 1 Pipe size, thickness and material for each model.

| Outer diameter | Material | Thickness | Model | Etc. |
|------------------|-----------|-----------|-------|-----------------|
| 110 mm (3.5") | AISI1030 | 7 mm | A | Reference model |
| | (A106GrB) | 11 mm | C | |
| | AISI1304 | 7 mm | B | |
| | (A182) | 11 mm | D | |
| 168 mm (6") | AISI1030 | 7 mm | E | |
| | (A106GrB) | 11 mm | G | |
| | AISI1304 | 7 mm | F | |
| | (A182) | 11 mm | H | |

생했다

(2) 발생하는 열응력은 자켓내부가 자켓바깥보다 높았다.

(3) 결빙동안 각 스트레인 게이지 위치에서 최대 응력의 증가는 시간에 따라 순차적으로 발생했다.

(4) 응력은 자켓 플랜지에 근접할수록 증가했다.

(5) 동일한 실험을 여러번 하면서 실험간의 응력 편차와 동일 원주상의 스트레인 게이지 위치에 따른 응력편차가 ± 50 MPa로 나타났다.

3.4 실험의 고찰

본 실험에서는 특수한 한 경우에 대하여 배관의 결빙에 대한 안전성을 검토하였으며, 실험의 경우에 있어서는 충분히 안전함을 보였다. 그러나 배관은 그 재질, 관의 형태 및 배관의 구성에 따른 많은 변화요소가 있다. 본 실험의 경우 이외에도 생

Table 2 Mechanical and thermal properties of each pipe.

| Classification | Property | Temperature | AISI1030 (A106 GrB) | AISI304 (A182) |
|-----------------------|--|------------------|---------------------|-----------------|
| Mechanical properties | Tensile strength (MPa) | Room temperature | 415 | 515 |
| | Yield strength (MPa) | Room temperature | 240 | 204 |
| | Young's modulus (E) (MPa) | Room temperature | 2×10^5 | 2×10^5 |
| | Poisson's ratio (ν) | Room temperature | 0.27 | 0.3 |
| Thermal properties | Mass density (ρ) (Kg/m ³) | Room temperature | 7800 | 7900 |
| | Heat conductivity (k) (W/m°C) | -173°C | 53 | 9.2 |
| | | -73°C | 52.5 | 12.6 |
| | | 27°C | 51.9 | 14.6 |
| | | 127°C | 50.7 | 16.6 |
| | Thermal expansion coef. ($10^{-6}/^{\circ}\text{K}$) | 100°C | 11.21 | 14.82 |
| | Specific heat (J/Kg°C) | -173°C | 470 | 272 |
| | | -73°C | 474 | 402 |
| 27°C | | 477 | 477 | |
| 127°C | | 486 | 515 | |

길 수 있는 많은 경우들에 대하여 그 안전성을 규명하여야 한다. 이는 배관의 소성변형, 배관의 결함 즉 내부 균열이나 이물질이 있는 경우 등에 대하여 충분히 분석하여 이러한 손쉬운 작업에 대한 신뢰도를 높여야 마땅하다. 본 연구에서는 배관의 크기와 재질의 변화에 의한 열응력을 규명하여 배관결빙 작업의 신뢰도를 높이고자 한다.

4. 유한요소해석

4.1 유한요소 모델링

본 연구는 상용 유한요소(FEM) 패키지인 MARC를 사용하였으며, 해석에 사용된 격자(element)는 8개의 절점(node)을 가진 2차원의 4각형 요소이다. 해석에 사용된 소재는 실험에서 사용한 파이프와 재질 및 직경이 같은 A106 Grade B, 외경 110 mm, 두께 7 mm를 기준으로 선택했다. 배관의 길이는 3 m를 대칭으로 자른 1.5 m를 사용했다. 열응력은 재질의 열전달에 의한 온도분포에 따른 변위차이에 의해 나타나므로, 먼저 열전달 해석을 하고 그 결과를 이용하여 열응력 해석을 수행하였다. 해석은 소재의 대칭성을 감안하여 축대칭기법으로 수행되었으며,^(3~6) 응력해석에서는 소재의 소성거동까지도 파악할 수 있도록 탄소성 유한요소법을

사용하였다.

기준모델 A를 표준으로 삼고, 나머지는 Table 1과 같이 재질, 직경, 두께별로 해석을 하여 기준모델과 비교하였다. 여기에 사용된 재질별 기계적 물성치(mechanical properties)와 열적 물성치(thermal properties)는 Table 2와 같다.^(7~8)

4.2 경계조건 및 초기조건

4.2.1 초기조건

열전달 해석에 사용된 초기조건(initial condition)은 주위온도(room temperature) 조건인 25°C를 전체 배관의 절점에 모두 동일하게 주었다.

4.2.2 경계조건

열전달 해석의 경계조건(boundary condition) : 배관 내부에 존재하는 유체에 대해서는 온도변화에 따라 열유속(heat flux)이 변하므로 정확한 수치는 실험에 의한 배관내부 유체의 온도측정없이 불가능하였다. 그러나 배관내부의 유체는 열발생이 없고 정지해 있으며 해석의 대상인 열충격은 초기의 짧은 시간 내에 발생하므로, 내부유체에 의한 열이 해석에 큰 영향을 미치지 않는다. $Q = mCp\Delta T$ 에 의한 대략적 계산에 의해 그 값을 산출하여 전 해석 시간동안 일정하게 적용하였다.^(9~11)

배관외부 결빙자켓에는 질소에 의한 대류 열전달

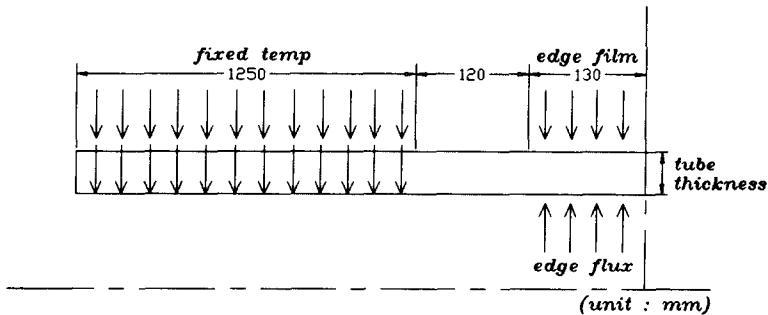


Fig. 4 Boundary conditions for heat transfer analysis.

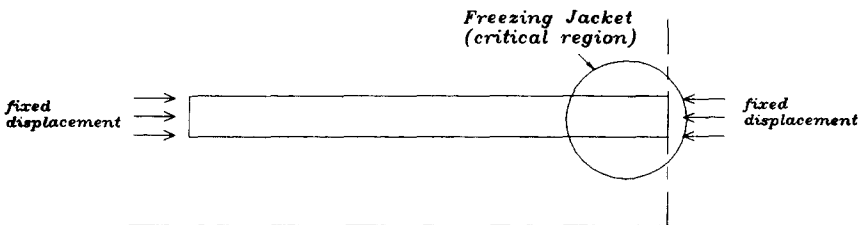


Fig. 5 Boundary conditions for stress analysis.

계수를 구하는 것이 중요한 사항 중의 하나인데, 실험에서와 같이 액체질소를 직접 배관외부에 분사할 경우 비등에 의한 열전달이 일어나므로 여기에 대한 정확한 값을 구하기가 불가능하였다. 따라서 실험에서 나타난 응력과 비슷한 크기의 응력이 발생하는 대류 열전달계수를 찾았는데 그 값이 $7500 \text{ W/m}^2\text{C}$ 이고, 이 값에 대한 신뢰성은 물의 비등일 경우 대류 열전달 값이 대략 $2,500 \sim 25,000 \text{ W/m}^2\text{C}$ 를 참고할 경우 적절한 값으로 간주된다. 따라서 이 값을 토대로 기준을 설정하고 각기 다른 모델에 이 값을 이용하여 재질별 크기별 두께별 열충격 해석에 적용하였다(Fig. 4 참조).

열응력 해석의 경계조건 : 배관의 1/2 지점(1.5m)에 대칭경계조건을 적용하여 고정시켰고, 양쪽의 끝점은 실제 현장에서의 조건과 유사하게 배관이 구속되어 있다고 가정하고 고정시켰다(Fig. 5 참조).

4.3 열전달 및 열변형 해석결과

재질 및 크기, 두께 등에 의해 분류된 각 모델에 대한 열전달 및 열변형 해석의 결과는 Table 3에서 정리되어 보여지고 있으며, 기준모델인 A의 시간에 따른 온도변화 선도가 Fig. 6에서 보여지고 있다. 탄소강 소재인 모델 A의 경우 온도가 정상상태가 될 때까지 걸리는 시간이 결빙자켓 내, 외부에서 40초와 20분으로써 동일한 치수의 스테인레스 재질의 모델 B의 경우보다 짧은 것을 알 수 있다. 이는 스테인레스강의 경우 열전달 계수가 탄소강보다 낮으므로 정상상태까지 걸리는 시간이 길다고 생각된다. 모델 A와 C, 모델 B와 D를 각각 비교해 보면 재질이 동일할 경우에는 두께가 두꺼울수록 정상상태까지 걸리는 시간이 긴 것을 알 수 있다. 모델 A와 E, B와 F를 각각 비교해 보면 거의 같은 시간에 정상상태에 도달하고 있으며, 실제 온도도 동일하게 나타남을 알 수 있었다. 그러므로 두께 7 mm 배관의 경우에는 직경과 무관하게 열전달이 발생함을 알 수 있다. 그러나 모델 C와 G,

Table 3 Results from the FEM analysis for the various kind of pipes.

| Model | Pipes | | | Time for temp. steady state | | Max. displacement in pipe by the thermal contraction (mm) |
|-------|---------------------------|----------------|---------------|-----------------------------|----------------------------|---|
| | Material | Thickness (mm) | Diameter (mm) | Inside of freezing jacket | Outside of freezing jacket | |
| A | Carbon steel (AISI1030) | 7 | 110 | 40 (sec) | 20 (min) | 0.14 |
| B | Stainless steel (AISI304) | 7 | 110 | 60 (sec) | 40 (min) | 0.18 |
| C | Carbon steel (AISI1030) | 11 | 110 | 70~80 (sec) | 70 (min) | 0.14 |
| D | Stainless steel (AISI304) | 11 | 110 | 90~100 (sec) | 90 (min) | 0.18 |
| E | Carbon steel (AISI1030) | 7 | 168 | 40 (sec) | 20 (min) | 0.21 |
| F | Stainless steel (AISI304) | 7 | 168 | 60 (sec) | 40 (min) | 0.28 |
| G | Carbon steel (AISI1030) | 11 | 168 | 100 (sec) | 30 (min) | 0.21 |
| H | Stainless steel (AISI304) | 11 | 168 | 140 (sec) | 70 (min) | 0.28 |

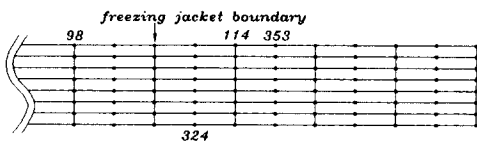
D와 H를 비교해 보면 자켓내부의 결점들이 정상 상태에 도달하는 데에 걸리는 시간은 조금씩 증가하고 있으나 자켓외부의 경우에는 그 시간이 단축되는 것을 알 수 있다. 그러므로 두께 11 mm 배관의 경우에는 열전달이 직경과 관련있으며, 그 예측도 어려운 것을 알 수 있다. 배관의 변위의 경우에는 직경이 같은 모델의 경우에는 재질에 따라 변위가 결정되고, 동일재질 하에서는 직경이 커질수록 변위도 커지게 됨을 알 수 있다.

4.4 응력분포

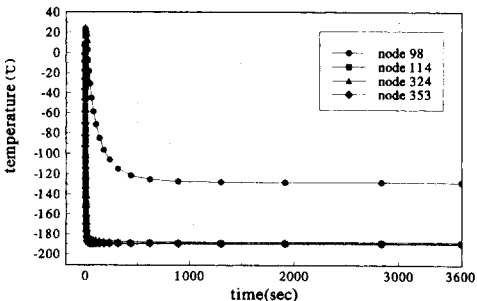
• 모델 A : A 모델에 대한 유한요소해석 결과가 Fig.7에 시간에 따른 주요 결점에서의 응력변화 선도로 보여지고 있다. 약 0.9초정도 경과한 시점에서 결빙자켓 내부에 위치한 353번 결점에서 열충격 현상이 보여지고 있으며, 약 100 MPa까지 응력값이 상승한 것을 알 수 있다. 그 옆에 위치한 114번 결점의 경우도 최대치는 틀리지만 비슷한 경향을 보이며 따라감을 알 수 있다. 약 13초가 경과한 무렵에는 결빙자켓 외부에 위치한 98번 결점에서 응력의 최대치를 보이고 있으며, 약 112 MPa를 보이고 있다. 그리고 결빙자켓과 반대편인 파이프 내부의 324번 결점도 비슷한 경향으로 따라가고 있다. 그러므로 전체적인 응력의 변화경향은 결빙자켓과 접촉하는 부위의 결점과 접촉하지 않는 결

점으로 크게 나누어 볼 수 있다. 전자의 경우에는 실험 초기에 열충격으로 인해 그 값이 높게 상승하지만 다시 빠르게 하강하다가 5초정도 경과한 무렵부터 다시 소폭 상승하여 정상상태에 도달하는 경향을 보인다. 반면 후자의 경우에는 초기에 열충격을 받지 않고, 열전달이 진행됨에 따라 응력값이 서서히 증가하여 높은 값까지 도달하게 되며, 다시 서서히 감소하여 약 10분쯤 후부터는 정상상태로 수렴한다. 전체적으로 열충격현상은 결빙자켓 내부에서 외부로 이동함을 알 수 있다.

• 모델 B : 모델 B에 대한 유한요소해석의 결과가 Fig.8에 시간에 따른 주요 결점에서의 응력변화 선도로 보여지고 있다. 약 0.4초 경과한 무렵에 결빙자켓 내부에 위치한 114,353번 결점에서 동일한 정도의 열충격 현상이 나타나고 있으며, 이때의

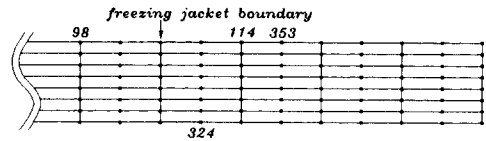


(a) Nodes position allocation

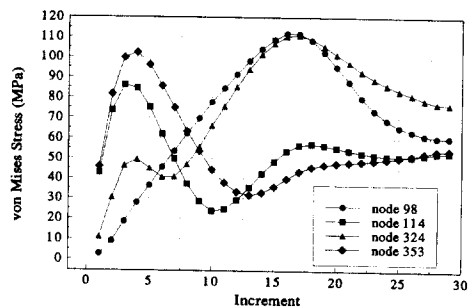


(b) Graphical display of temperature vs. time

Fig. 6 Historical variation in temperature with respect to time for model A.



(a) Nodes position allocation

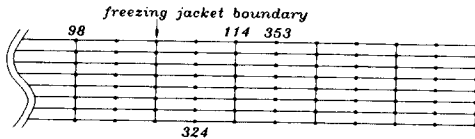


(b) Graphical display of stress vs. time

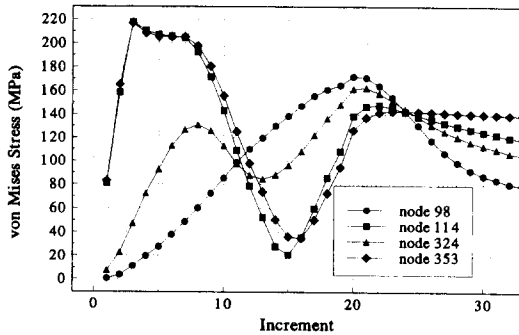
| | | | | | | | | |
|-----------|------|-----|-----|-----|------|-----|-----|-----|
| Increment | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | 7 | 8 |
| Time(sec) | 0.09 | 0.2 | 0.6 | 0.9 | 1.2 | 1.7 | 2.2 | 2.7 |
| Increment | 9 | 10 | 11 | 12 | 13 | 14 | 15 | 16 |
| Time(sec) | 3.4 | 4.1 | 4.8 | 5.7 | 6.8 | 8.3 | 10 | 13 |
| Increment | 17 | 18 | 19 | 20 | 21 | 22 | 23 | 24 |
| Time(sec) | 17 | 22 | 28 | 36 | 46 | 60 | 79 | 102 |
| Increment | 25 | 26 | 27 | 28 | 29 | | | |
| Time(sec) | 136 | 179 | 314 | 618 | 3600 | | | |

Fig. 7 Historical variation in stress with respect to time for model A.

응력값은 217.7 MPa로 최대값을 보이고 있다. 그 후 다시 하강하다가 약 10초가 경과한 시점부터 다시 상승하여 정상상태에 도달하여 약 140 MPa의 응력분포를 보이고 있다. 이 때 두 절점에서의 응력분포는 시간의 경과에 따라 거의 비슷하게 변화하고 있다. 결빙자켓 외부에 있는 98번 절점의 경우에는 응력값이 서서히 증가하여 약 170 MPa까지 상승하다가 다시 하강하여 20분이 지나서부터 수렴하는 경향을 보인다. 본 모델에서도 열충격현상이 결빙자켓 내부에서부터 바깥쪽으로 이동하는 것이 보여지며, 최대 응력은 A의 경우와는 달리



(a) Nodes position allocation



(b) Graphical display of stress vs. time

| | | | | | | | | |
|-----------|------|------|------|------|-----|-----|-----|------|
| Increment | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | 7 | 8 |
| Time(sec) | 0.06 | 0.15 | 0.37 | 0.56 | 0.8 | 1.1 | 1.6 | 2.2 |
| Increment | 9 | 10 | 11 | 12 | 13 | 14 | 15 | 16 |
| Time(sec) | 2.8 | 3.7 | 4.8 | 5.9 | 7.9 | 8.4 | 9.7 | 12 |
| Increment | 17 | 18 | 19 | 20 | 21 | 22 | 23 | 24 |
| Time(sec) | 14 | 16 | 20 | 24 | 30 | 40 | 54 | 71 |
| Increment | 25 | 26 | 27 | 28 | 29 | 30 | 31 | 32 |
| Time(sec) | 93 | 121 | 162 | 214 | 279 | 376 | 679 | 1248 |
| Increment | 33 | | | | | | | |
| Time(sec) | 3600 | | | | | | | |

Fig. 8 Historical variation in stress with respect to time for model B.

결빙자켓 내부에 걸리는 것을 알 수 있다.

• 모델 C : 전체적인 응력의 변화경향은 같은 탄소강 재질의 A모델과 유사하게 나타나고 있으며, 초기에 발생한 열충격현상이 자켓내부에서 외부로 전파되고 있다. 응력의 최대치는 143.2 MPa로 결빙자켓 내부의 절점에서 초기 열충격에 의해 유발되었으며, 1시간이 경과해도 응력이 정상상태로 수렴되지 않고 조금씩 증가하는 추세를 나타내었다.

• 모델 D : 전체적인 응력의 변화경향은 같은 스테인레스강 재질의 B모델과 유사하게 나타나고 있으며, 자켓내부의 절점에서 최대응력 217.3 MPa를 나타내고 있다. 초기 열충격 후 그 값이 하강하다가 약 15초가 경과한 무렵부터 다시 급상승해 약 1시간이 지난 후에도 정상상태 열응력 값이 약 200 MPa로 상당히 높은 값으로 수렴하고 있다.

• 모델 E 및 G : 두 모델 모두 전체적인 응력변화는 전술한 탄소강 재질들과 비슷하게 나타났다. 모델 E의 경우 최대 응력은 약 17초가 경과한 시점에 결빙자켓 외부의 절점에서 131.9 MPa로 나타났으며, 약 1시간 후에 약 77 MPa의 정상상태

Table 4 Maximum stress by von Mises in carbon steel pipe.

| Model | Dimensions (Thickness, Diameter) | Max. stress (MPa) | Time for max. stress(sec) |
|-------|----------------------------------|-------------------|---------------------------|
| A | 7 mm, 110 mm | 112.0 | 17 |
| C | 11 mm, 110 mm | 143.2 | 1.3 |
| E | 7 mm, 168 mm | 131.9 | 13 |
| G | 11 mm, 168 mm | 140.4 | 1.3 |

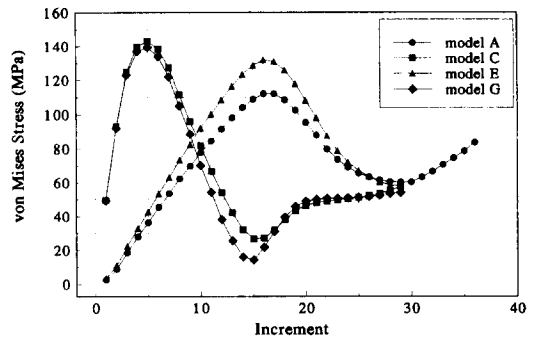


Fig. 9 Maximum stress comparison in carbon steel.

로 수렴하였다. 그러나 자켓내부의 절점들의 응력 값은 상대적으로 낮은 분포를 보이고 있다. G의 경우에는 전 부위에서 비슷하게 높은 응력분포를 보였으며, 최대 응력값은 140.4 MPa로 나타났다.

• 모델 F 및 H : 전체적인 응력변화는 두 모델 모두 전술한 스테인레스강의 경우들과 유사하게 나타났다. 모델 F의 경우 초기 열충격에 의해 자켓 내부에서 최대응력 217.2 MPa이 걸렸으며, 자켓 외부의 응력값과 파이프 내부의 응력값이 상대적으로 높게 나타났다. H의 경우에는 전 부위에서 높은 응력분포를 보이고 있으며, 최대 응력치는 자켓 경계내부에서 220.8 MPa로 나타났다.

4.5 배관두께/직경에 따른 응력 비교

Table 4에는 탄소강 재료의 각 배관에 대한 최대 응력값과 그 때의 시간이 나타나 있으며, 각 배관에서 최대 응력값을 나타내는 절점의 응력변화 선도를 Fig. 9에 모아서 보여주고 있다. 같은 직경의 배관에서는 두께가 두꺼워 질수록 최대 응력값이 증가하나, 같은 두께에서 배관직경이 증가할 경

우에는 7 mm 배관에서는 최대 응력값이 상승하나 11 mm 배관에서는 오히려 약간 감소함을 알 수 있다. 그리고 모델 A와 E의 경우에는 자켓 외부의 절점에서 최대응력을 나타내므로 최대 응력이 C와 G의 경우보다 상대적으로 늦게 나타남을 알 수 있으며, Fig. 9에서 나타나는 두가지 유형의 그래프에서도 이를 확인할 수 있다. 탄소강에서는 배관의 두께나 크기에 상관없이 최대 응력값이 항복응력 240MPa보다 훨씬 작으므로, 실제 현장작업시 배관표면에 직접 액체질소를 분사하지 않고 해석조건과 같이 결빙자켓을 사용한다면 배관결빙에 의한 관막음이 안전하다고 생각된다.

Table 5와 Fig. 10에는 스테인레스강 재료의 각 배관에 대한 최대 응력값과 그때의 시간, 그리고 각 배관에서 최대 응력값을 나타내는 절점의 응력변화 선도를 보여주고 있다. Fig. 10에 보여지는 바와 같이 최대응력은 모두 결빙자켓 내부에서 나타났으며, B와 F는 초기에, 그리고 D와 H는 후기에 최대값에 도달한 것을 알 수 있다. 그리고 스테인레스강 배관에서는 두께와 직경에 관계없이 최대 응력값이 거의 일정하며, 모두 다 항복응력 204 MPa을 조금씩 초과하고 있다. 그러므로 스테인레스강 배관의 경우 관막음을 할 때 그 안전성을 확신할 수 없으며, 특히 같은 부위에 반복해서 작업을 할 경우에는 소성변형에 의한 국부적인 파단 등이 예상되며, 추가로 실험 및 해석을 수행하여 보다 신뢰성있는 작업조건을 찾아야 할 것으로 생각된다.

Table 5 Maximum stress by von Mises in stainless steel pipe.

| Model | Dimensions (Thickness, Diameter) | Max. stress (MPa) | Time for max. stress(sec) |
|-------|----------------------------------|-------------------|---------------------------|
| B | 7 mm, 110 mm | 217.7 | 0.37 |
| D | 11 mm, 110 mm | 217.3 | 125 |
| F | 7 mm, 168 mm | 217.2 | 0.37 |
| H | 11 mm, 168 mm | 220.8 | 38 |

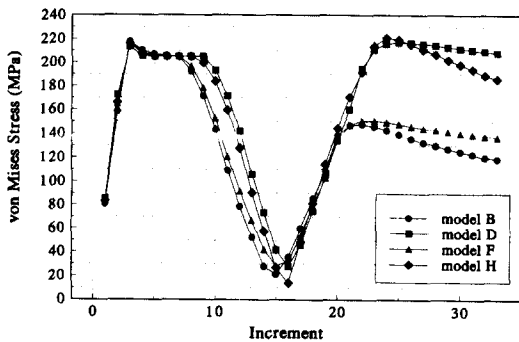


Fig. 10 Maximum stress comparison in stainless steel

5. 실험과 모델 A와의 비교

실험과 모델 A의 해석에서의 조건을 비교해 보면 실험에서는 배관의 양쪽이 구속되지 않고 자유스러운 상태였으나, 해석에서는 배관의 길이를 실험보다 1 m 가량 더 길게 잡고 배관의 끝을 구속시킨 경계조건을 사용하였으며, 이 외에는 서로 동일한 조건을 사용하였다. 실험의 결과에서는 자켓에 액화질소를 주입한 후 3~4분 후에 약 100 MPa의 최대 응력 및 열충격 현상을 보여 주고 있으며 그 이후 급격히 떨어져 약 20 MPa을 초과하지 않는 범위에서 유지되고 있음을 알 수 있었다.

해석에서는 실험에서와 거의 같은 위치에서 최대 응력값이 112 MPa로 나타나 비슷한 값을 보이고 있으며, 이때까지 걸리는 시간은 매우 짧게 나타나고 있다. 이러한 현상은 실제로는 배관내부 유체가 열전달에 의해 물에서 얼음으로 바뀔때까지 보유하고 있는 에너지가 결빙초기에 많은 영향을 미치지 않음만 해석에서는 내부유체가 물에서 얼음으로 바뀔때의 잠열효과 등을 정확하게 입력할 수가 없었다. 그러므로 전 결빙과정 동안의 평균값을 적용함에 따라 그 값이 실제보다 작기 때문에 아주 짧은 시간에 열충격현상이 나타나고 있다. 그리고 실험에서와 같은 위치(rosette strain gage #3)에서 최대 응력이 발생했다가 약 50 MPa로 유지되고 있는 것은 실험에서는 배관의 양쪽이 개방되어 있는 상태이나, 해석에서는 양쪽 끝단을 고정시켰으므로 발생하는 오차로 생각된다.

실험에서와 마찬가지로 응력은 배관 표면에서 인장응력이 걸리고 있으며, 열충격현상이 결빙자켓 경계내부에서 외부로 전파되는 것도 해석에서 잘 나타났다. 실험에서는 배관내부에 스트레인 게이지를 부착할 수 없어 응력의 경향을 파악할 수 없었으나, 해석을 통하여 자켓 바깥의 배관표면에서의 응력값과 거의 비슷함을 알 수 있었다.

6. 결론 및 고찰

실험에서의 배관과 크기, 두께, 재질이 같은 모델 A에서의 응력분포가 잘 맞는 것으로 판단되며, 이를 기준으로 각 배관크기와 두께를 변경하여 유한요소해석으로 얻은 결론은 다음과 같다.

6.1 탄소강 재질

첫째, 배관두께가 증가함에 따라 열충격 형태의 열응력은 증가한다.

둘째, 배관크기가 증가함에 따라 열충격 형태의 열응력은 불규칙하게 증가 또는 감소함을 나타냈다.

셋째, 탄소강 재질의 배관은 액화질소를 이용한 -190°C 까지의 배관결빙 작업에서 소성변형이 발생하지 않는다.

6.2 스테인레스강 재질

첫째, 배관두께와 크기에 관계없이 열충격 형태의 열응력은 변화가 없다.

둘째, 스테인레스강의 배관은 -190°C 까지의 액화질소를 이용한 배관결빙작업은 소성변형을 일으킬 가능성이 높다.

상기와 같은 결론에 따라 현장에서 탄소강 배관에 대한 작업은 대부분 액화질소를 이용하여 결빙작업이 가능한 것으로 판단된다. 그러나 스테인레스강 배관에서는 액화질소를 이용하여 결빙작업을 할 경우 소성변형이 발생할 가능성을 배제할 수 없으며 결빙자켓 제작 및 액화질소 주입속도의 조절 등의 방법을 이용하여 최대 응력의 크기를 줄일 수 있도록 주의할 기울여야 하며, 이 분야에 대한 추가적인 연구가 필요하다고 생각된다.

후 기

본 연구는 부산대학교 정밀정형 및 금형가공 연구소(ERC/NSDM)의 연구비 지원으로 수행되었으며, 이에 감사드립니다.

참고문헌

- (1) 한국전력공사 원자력건설처, 1980, 해외연수 보고서.
- (2) Flaman, M. T. and Shah, N. N., 1985, "Structural Integrity Investigation of Ice Plugging Procedure on Feeder Pipe," Ontario Hydro Research Division.
- (3) Peery, D. J. and Azar, J. J., 1982, *Aircraft Structure*, 2nd edition, McGraw-Hill.
- (4) Crandall, S. H., Dahl, N. C and Lardner, T. J., 1978, *An Introduction to the Mechanics of Solids*, 2nd edition, McGraw-Hill.
- (5) MARC Co., 1996, *MARC theoretical manual*.
- (6) Owen, D. R. J. and Hinton, E., 1980, *Finite Element in Plasticity: Theory and Practice*, Pineridge Press, Swansea. UK.
- (7) ASME SECTION II, 1986, *Ferrous Materials*.
- (8) Smithells, *Metal Reference Book*, Eric A Bran-

- des Butterworths.
- (9) Incropera, F. P. and Dewitt, D. P., 1990, *Fundamentals of Heat and Mass Transfer*, 3rd edition, John Wiley & Sons.
- (10) Holman, J. P., 1976, *Heat transfer*, 4th edition, Tower press.
- (11) 최인규, 조승환, 노승탁, 1989, 열전달, 보성문화사.