

클래드와 균열크기가 원자로용기의 가압열충격 및 압력-온도
한계곡선에 미치는 영향

Effects of Clad and Crack Size
on PTS and P-T Limit Curve of RPV

이택진, 정명조, 이진호, 박윤원
한국원자력안전기술원
대전광역시 유성구 구성동 19

요 약

원자로압력용기의 안전한 운전을 위해서는 가압열충격사고(PTS)에 대한 안전성이 입증되어야한다. 그러나 PTS사고에 대한 안전성을 입증하기 위해서는 아주 복잡한 해석절차를 거쳐야 되기 때문에 그 표준해석절차를 개발하기 위해 수 차례에 걸쳐 국내 및 국제 비교연구가 수행된 바 있다. 본 연구에서는 클래드와 균열깊이가 가압열충격사고에 미치는 영향을 평가하였으며 그 결과를 국제 비교연구인 PTS-ICAS의 결과와 비교하였다. 한편, 정상운전조건에 대한 압력-온도 한계곡선해석에 사용되는 하중은 가압열충격사고에 비해 파손가능성은 현저히 낮지만 원자로용기에 작용하는 하중의 형태가 서로 유사하기 때문에 이에 대한 해석결과도 함께 비교하였다.

Abstract

For the safe operation of an RPV, its safety under PTS accident should be proved. Since the procedure of PTS analysis is so complex, several round robin analyses have been proposed to develop a standard analysis procedure. In this study, the effect of clad and crack size on PTS analysis is estimated. The result of domestic PTS round robin analysis is compared with that of PTS-ICAS. For comparison, the result of P-T limit curve round robin analysis is introduced. The effects of clad and crack size on PTS analyses are qualitatively explained. And it is shown that a crack size effect depends on accident transients. The same trend is observed in P-T limit curve analysis.

1. 서 론

원자력발전소의 가동 기간이 증가하게 되면 원자로용기는 중성자 조사로 인해 강도 및 경도가 증가하고 연성 및 인성이 감소하는 조사취화 현상이 발생한다. 만약 원자로용기에 결함이 존재한다면 이러한 원자로용기 재료의 취화로 인하여 심각한 파손사고를 초래할 수 있다. 따라서 USNRC (U. S. Nuclear Regulatory Commission)와 ASME (American Society of Mechanical Engineers)에서는 조사취화에 의한 원자로용기 파손을 방지하기 위하여, 다양한 방법에 의해 원자로용기의 안전성을 입증하도록 규정하고 있다.^{1,2)}

1978년 미국의 Racho-Seco 발전소에서 발생한 사고 이후 가압열충격(Pressurized Thermal Shock; PTS)은 원자로용기의 안전을 유지하기 위한 주요 현안으로 대두되었다. 가압열충격이란 내압이 유지 또는 재상승하는 상태에서 급격한 냉각이 발생하는 사고를 의미한다. 이러한 급격한 냉각으로 큰 열응력이 발생하고 이 열응력이 다시 내압으로 인한 응력과 결합하여 용기벽 내부에 큰 인장응력을 발생시킨다. 또한 냉각수에 의한 용기벽 온도의 감소로 재료의 파괴인성치도 현저히 감소한다. 따라서 용기벽에 결함이 존재하는 경우 인장응력의 증가와 파괴인성치의 감소로 인해 취성파괴에 의한 대형 파괴사고의 가능성이 크게 증가하게 된다. 가압열충격 해석은 고도로 숙련된 전문가가 장시간에 걸쳐 수행하여야 하는 어려운 작업이어서, 선진국에서는 원자로용기의 가압열충격 평가를 보다 정확하고 신속하게 수행하기 위해 많은 연구를 수행하고 있다. USNRC는 FALSIRE (Fracture Analysis of Large Scale International Reference Instruments)³⁾등의 국제공동 연구를 후원하여 가압열충격 조건에서의 실험과 해석을 수행하였으며, 독일의 GRS(Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit)는 가압열충격 해석을 위한 국제공동연구 PTS-ICAS (PTS - Internal Comparative Assessment Study)⁴⁾를 주관하였고, 최근 유럽공동체가 주관하는 NESC (Network for Evaluating Steel Components) Project⁵⁾에서는 실린더 회전실험(spinning cylinder test)을 통해 가압열충격 해석에 대한 연구를 계속하고 있다. 국내에서는 한국원자력안전기술원과 성균관대학교 SAFE 연구센터가 주관하여 가압열충격 사고에 대한 공동연구를 수행한 바 있으며⁶⁾, 정상운전조건에 대한 운전한계인 압력-온도 한계곡선에 대한 공동연구⁷⁾도 수행 중에 있다.

가압열충격 해석은 사고발생에 따른 냉각재의 거동이 기계적, 열적 하중의 형태로 원자로용기에 미치는 영향을 해석하는 열수력해석과 이러한 하중에 의해 원자로용기에 존재하는 결함의 파손조건을 규명하는 파괴역학적 해석의 두 단계로 수행된다. 이 중 파괴역학적 해석방법은 결정론적 방법과 확률론적 방법으로 나눌 수 있다. PTS-ICAS의 경우, 세 가지 그룹으로 나누어 해석을 수행하였으며, 국내에서 수행한 가압열충격 공동연구에서는 열수력 해석결과를 바탕으로 결정론적 파괴역학에 의한 안전성평가를 수행한 바 있다. 공동연구에서 구해진 결과들은 정의된 문제에 대한 모델링 단계에서부터 해석결과에

의한 안전성평가에 이르기 까지 참여자별 적용방법의 차이로 인해 큰 차이가 발생할 수 있기 때문에 그 원인을 규명함으로써 해석방법의 차이가 결과에 미치는 영향을 미리 예측할 수 있을 것으로 예상된다.

본 연구에서는 PTS-ICAS와 국내에서 수행한 가압열충격 공동연구의 결과에 대하여 클래드의 물성과 균열깊이 등의 해석변수가 결과에 미치는 영향을 정성적으로 분석하였다. 또한 정상운전조건에 대한 압력-온도 한계곡선 해석에 사용되는 하중은 가압열충격 사고에 비해 파손가능성이 현저히 낮으나, 원자로용기에 작용하는 하중의 형태가 유사하기 때문에 이에 대한 해석결과도 함께 비교, 고찰하였다.

2. 원자로용기 안전성평가 공동연구

2.1 PTS-ICAS

GRS에서 주관한 PTS-ICAS는 결정론적 파괴역학, 확률론적 파괴역학과 열수력해석 등 세계의 그룹으로 분류하여 진행되었으며, 세계 16개국에서 유수의 연구소와 관련 기관들이 이에 참여하였다. 국내에서는 한국원자력안전기술원, 한국원자력연구소 그리고 성균관대학교 SAFE 연구센터 등이 결정론적 파괴역학 그룹에 참여하여 해석을 수행하였다.⁸⁾ 결정론적 파괴역학 그룹에는 13개국 21개 기관이 참여하였다. 해석에 사용된 원자로용기는 Western type 4-loop RPV로서 내경이 5,000mm, 벽두께가 243mm, 클래드의 두께가 6mm이다. 재질은 모재가 22 NiMoCr 37, 클래드가 스테인리스강이며, 클래드의 항복강도는 320 MPa로 가정하였다. 하중조건은 소형 냉각재 상실사고(Small Break Loss Of Coolant Accident; SBLOCA) 등 세 가지(T1, T2, T3)이고, 해석변수로는 모재와 클래드의 항복강도(PHY), 균열 길이비, a/c (PCAR), 그리고 잔류응력의 영향(PRS) 등이 있다. 가상균열은 노즐부 하단 2,263mm의 원주방향 용접부에 위치하며, 균열깊이는 16mm이고, 형상과 방향은 원주방향 360° (C1), a/c 가 1/3이고 균열의 방향이 각각 원주방향, 축방향이며 클래드를 관통한 반타원 표면균열(C2, C3), a/c 가 1/3이고 균열의 방향이 각각 원주방향, 축방향이며 클래드 내부에 존재하는 내부균열(C4, C5) 등 총 다섯 가지이다. 하중조건 중 사고이력 T1은 Fig. 1과 같다.

결정론적 파괴역학 그룹의 해석결과 중, 사고이력 T1에 대한 2400초 경과 후의 온도분포는 Fig. 2와 같다. 원자로용기 두께방향으로의 온도분포는 참여자별 해석결과가 비교적 잘 일치하였다. 내벽에서의 온도는 160-190°C로 예측되었는데, 용기 내벽 근처 요소망 크기의 부적절한 설정, 너무 단순화시킨 온도이력, 또는 요소망종류의 잘못된 선택으로 인하여 이러한 오차가 발생한 것으로 예상된다.

사고이력 T1에 대한 3600초 경과시 축방향 응력분포는 Fig. 3과 같다. 탄성해석을 수행한 경우, 내벽에서의 응력은 425-645MPa이며, 클래드의 항복강도를 고려한 탄소성해석

결과는 305-345MPa로 계산되었다. 두 가지 해석방법의 차이에 의해 결과에도 뚜렷한 차이가 발생하였으며, 이러한 차이는 응력확대계수와 최대허용 RT_{NDT} 의 예측 결과에도 영향을 미치는 것으로 나타났다.

가상균열 C1에 대한 균열선단에서의 온도와 응력확대계수의 계산결과는 Fig. 4와 같다. 탄성해석 결과 응력확대계수의 최대값은 $65-95 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ 이고 탄소성해석의 결과는 $65-80 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ 로서, 응력해석 결과와 동일하게 탄성해석 결과가 더 크게 계산되었다.

참여자들이 계산한 최대허용 RT_{NDT} 를 클래드 항복강도의 고려여부에 따라 분류하여 각각의 평균치를 구한 결과는 Fig. 5와 같다. 최대허용 RT_{NDT} 는 탄성해석 결과 74.7°C , 탄소성해석 결과 80.8°C 로 계산되었다. 탄성해석에 의한 최대허용 RT_{NDT} 가 더 작게 예측되었으며, 이는 응력분포와 응력확대계수 계산결과의 경향과 동일하다. 즉, 클래드의 물성치를 탄성으로 가정한 경우, 클래드의 응력이 크게 예측되었으며 이로 인해 모재부의 응력과 응력확대계수 계산결과에 직접적으로 영향을 주는 것으로 나타났다.

해석변수 중 클래드의 두께를 4, 6, 9mm로 변경하였을 때의 최대응력확대계수 계산 결과는 Fig. 6과 같다. 클래드로 인해 응력확대계수가 증가되었으며, 이러한 경향은 클래드 두께에 비례하였다. a/c 를 변화시켰을 경우, 균열 최심점(deepest point)에서의 응력확대계수는 균열길이에 비례하여 증가하였다.

2.2 국내 가압열충격 공동연구

한국원자력안전기술원과 성균관대학교 SAFE 연구센터가 공동으로 주관한 국내 가압열충격 공동연구에는 국내 7개 기관의 9개 참여자가 참여하여 결정론적 파괴역학에 의한 가압열충격 해석을 수행하였다. 해석대상은 국내에서 운전수명이 가장 오래된 원자로용기로 설정하였으며, 하중조건으로 주증기관 파단사고(Main Steam Line Break; MSLB)와 소형 냉각재 상실사고 등 두 가지에 대해 해석을 수행하였다. 두 가지 하중조건에 대한 해석결과로서 주증기관 파단사고시 원자로용기 내부의 압력이 소형 냉각재 상실사고에 비해 더 크지만, 최대허용 RT_{NDT} 의 관점에서는 큰 차이가 없었으며, 소형 냉각재 상실사고의 경우 최대허용값에 도달하는 시간이 더 빨랐다. 본 연구에서는 PTS-ICAS의 해석결과와 비교하기 위하여 소형 냉각재 상실사고에 대한 해석결과에 대해 고찰하였다. 해석에 사용된 원자로용기는 내경이 132inch (3,353mm), 벽두께가 6.5inch (165mm), 클래드 두께가 0.125inch (3.2mm)이다. 재질은 모재가 SA508 Class 2, 클래드는 스테인리스강이며 클래드의 항복강도는 70°F (21°C)일 때 30ksi인 것으로 가정하였다.

가상균열은 노즐부 하단 128inch (3,251mm)의 원주방향 용접부에 위치하고, Table 1과 같이 균열의 방향, 형상, 클래드의 관통 여부에 따라 총 10가지로 설정하였다. 소형 냉각재 상실사고에 대한 하중조건은 Fig. 7과 같다.

용기벽의 온도분포를 계산함에 있어 참여자들은 유한차분법, 유한요소법 등을 사용하였으며, 응력확대계수의 계산에는 ASME Code에서 제안한 식²⁾, FAVOR⁹⁾나 VINTIN¹⁰⁾ 등

파괴역학 해석 프로그램, 또는, 유한요소해석으로 계산한 J-적분값으로부터 변환하는 방법 등을 사용하였다. 탄성해석과 클래드의 항복강도를 고려한 탄소성해석 결과에 따른 최대허용 RT_{NDT} 의 계산결과는 Fig. 8과 같다.

최대허용 RT_{NDT} 는 탄성해석 결과 312°F (156°C), 탄소성해석 결과 324°F (162°C)로 계산되었다. 이러한 결과는 PTS-ICAS의 계산결과와 경향이 유사하였지만, 두 가지 해석 방법간의 차이는 크지 않았다. 소형 냉각재 상실사고에 대하여 균열의 종류에 따른 최대허용 RT_{NDT} 를 계산한 결과는 Fig. 9와 같다. 균열깊이의 변화에 대한 영향을 비교하기 위하여 균열의 형상과 방향이 360° 원주방향이고, 균열깊이비, a/t 가 각각 1/4인 경우(C1)와 1/10인 경우(C3)에 대한 최대허용 RT_{NDT} 를 비교한 결과, 주증기관 파단사고의 경우, 균열이 얇을 때 최대허용 RT_{NDT} 가 다소 증가하는 것과는 달리, 소형 냉각재 상실사고의 경우 거의 유사하였다.

2.3 국내 압력-온도 한계곡선 공동연구

한국원자력안전기술원과 성균관대 SAFE 연구센터가 공동으로 주관하여 진행중인 국내 압력-온도 한계곡선 공동연구에는, 국내 6개 기관의 9개 참여자가 참여중이며, 중간 결과를 발표한 바 있다.

중간 결과로부터, 열응력에 의한 응력확대계수 계산시 클래드를 비롯한 재료물성치 정의 방법에 따라 최대 응력확대계수의 크기와 온도에 따른 경향이 상이하게 나타날 수 있음을 확인하였다. a/t 가 1/4일 때, 클래드를 고려한 경우(C1)와 고려하지 않은 경우(C5)에 대한 참여자별 응력확대계수 계산 결과는 Fig. 10과 같다.

한편, 본 저자 등은 클래드와 균열깊이의 영향을 고찰하기 위하여, a/t 가 각각 1/4, 1/10이고, 클래드 고려여부에 따른 열응력에 의한 응력확대계수를 계산하였으며, 그 결과는 Fig. 11과 같다.¹¹⁾ 해석시 클래드는 탄성거동을 하는 것으로 가정하여 유한요소해석을 수행하였으며, 하중조건은 냉각재의 온도가 550°F에서 부터 100°F/hr의 속도로 냉각되는 것으로 가정하였다. 클래드를 고려하지 않은 경우, 응력확대계수가 최대값에 도달한 후 감소하였다. 클래드를 고려한 경우에는 응력확대계수가 지속적으로 증가하였으며, 고온부에서의 값의 기울기도 완화되었다. 또한, 비교적 고온부에서는 응력확대계수의 크기가 균열깊이에 비례하였으나, 클래드를 고려할 경우의 응력확대계수는 저온부에서 오히려 균열깊이에 반비례하였다.

3. 주요변수의 영향 분석

두 가지의 가압열충격 공동연구에서는 다양한 해석변수들에 대해 평가를 수행하였다. 본 논문에서는 두 가지의 공동연구에서 공통되는 해석변수인 클래드 물성치 및 균열깊이에

대하여 비교·분석하고자 한다.

3.1 클래드

클래드는 원자로용기 내벽이 냉각재에 직접 노출되는 것을 방지하고, 고속중성자에 의한 취화를 감소시키기 위하여 용기 내벽에 용접으로 부착되며 재질은 주로 스테인리스강을 사용한다. 클래드는 일반적으로 모재에 비해 열전도계수, K 가 작기 때문에 클래드에서의 온도구배가 모재에 비해 상대적으로 클 것으로 예상된다. PTS-ICAS의 경우, 사고발생 후 2400초 경과시 원자로용기 벽두께 방향으로의 온도분포인 Fig. 2에 이러한 경향이 잘 나타나 있으며, 국내 가압열충격 공동연구에서도 이와 경향이 유사하였다.

응력분포는 열팽창계수, α 의 차이로 인해 클래드와 모재 접합부에서 불연속하게 나타났 다. 클래드의 물성치를 탄성으로 가정한 경우, 탄소성으로 가정한 경우에 비해 클래드 내 부에서의 응력을 크게 예측하였다. 즉, 가압열충격 해석을 수행함에 있어 클래드의 물성 치를 탄성으로 가정할 경우, 해석결과가 보수적임을 확인하였다. 또한, PTS-ICAS 해석 결과로부터 클래드는 응력확대계수를 증가시키는 역할을 하는 것으로 나타났으며, 이러한 경향은 Fig. 6에서와 같이 클래드의 두께에 비례하여 나타났다.

한편, 본 저자 등이 국내 압력-온도 한계곡선 공동연구를 위하여 열응력에 의한 응력확 대계수를 계산한 결과, 클래드를 고려한 경우가 클래드가 없는 경우에 비해 비교적 고온 부에서 응력확대계수의 증가속도가 느렸으며, 이는 가압열충격 해석시 클래드에 의해 모 재에서의 온도구배가 완화된다는 결과와 일치하였다.

클래드를 고려하여 해석한 경우, 저온부에서는 오히려 응력확대계수가 증가하였으며, 이 는 가압열충격 해석에도 유사한 영향을 끼칠 것으로 예상된다. 즉, 사고 초기에는 내압에 의한 응력의 영향이 크지만, 시간이 경과하여 원자로용기의 냉각이 상당히 진행된 경우에는 열응력에 의한 영향이 증가할 수 있으며, 이때 클래드의 영향도 증가할 것으로 예상된 다.

클래드가 응력확대계수 계산결과에 미치는 영향을 보다 자세히 고찰하기 위하여, 클래드 의 물성치를 고려한 경우(C1), 클래드의 물성치를 모재와 동일하다고 가정한 경우(C1, RVIES-3)와 클래드가 없는 경우(C5) 등 세 가지 경우에 대해 열응력에 의한 응력확대계 수를 계산하였으며, 결과는 Fig. 12와 같다. 클래드를 고려한 경우와 없는 경우는 유한요 소해석을 수행하였으며, 클래드의 물성치를 모재와 동일하다고 가정한 경우는 원자로용기 파괴역학 해석 프로그램인 RVIES를 사용하여 응력확대계수를 계산하였다.(12) 클래드의 물성치가 모재와 동일하다고 가정한 경우는 클래드가 없는 경우와 경향은 유사하지만 응 력확대계수는 크게 계산되었다. 따라서, 클래드의 물성치를 고려하지 않은 계산결과가 고 려한 경우에 비해 고온부에서는 보수적이며 저온부에서는 오히려 비보수적일 수 있음을 확인하였다.

3.2 균열깊이

국내 가압열충격 공동연구에서는 360° 원주방향균열(C1, C3), 축방향 연속균열(C2, C4) 등 두 가지 형상에 대하여, a/t 가 1/4과 1/10인 경우를 각각 가정하여 해석을 수행하였다. Fig. 9의 해석결과로부터 소형 냉각재 상실사고에 대한 가압열충격 해석시 균열의 깊이에 따른 최대허용 RT_{NDT} 를 비교한 결과, 차이가 거의 없었다. 주증기관 파단사고의 경우, 내압이 높은 상태로 계속 유지되기 때문에 응력확대계수는 내압의 영향을 주로 받지만, 소형 냉각재 상실사고의 경우, 열응력에 의한 응력확대계수의 영향을 주로 받게 된다. 또한, 압력-온도 한계곡선 공동연구의 결과로부터, 냉각이 진행될수록 얇은 균열에서의 응력확대계수가 클래드에 의해 증가하게 되며, 파괴인성은 냉각으로 인해 깊은균열보다 낮아지게 된다. 이로 인해 두 가지 균열깊이에 대한 최대허용 RT_{NDT} 의 차이가 크지 않음을 알 수 있다. 따라서 균열이 얇을 경우, 저온부에서 클래드에 의한 열응력의 영향이 증가하게 되므로, 가압열충격 해석시 이에 대한 영향을 고려할 필요가 있을 것으로 예상된다.

4. 결론

본 논문에서는 가압열충격 해석에 대한 두 가지의 공동연구 결과를 비교하여 해석변수가 가압열충격 해석 결과에 미치는 영향을 평가하였고, 그 결과를 압력-온도 한계곡선 공동연구의 결과와도 비교하여 분석하였으며, 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 두 가지의 공동연구를 비교한 결과, 참여자별 해석방법 및 재료물성치 정의 방법에 따라 편차가 발생하였으나, 경향은 대체로 일치하였다.
- (2) 클래드의 물성치를 탄성으로 가정한 경우와 클래드의 두께가 증가하는 경우, 최대허용 RT_{NDT} 는 작게 예측되었다. 클래드의 물성치가 모재와 동일하다고 가정할 경우에도 보수적인 결과가 구해졌다.
- (3) 소형 냉각재 상실사고의 경우, 열응력에 의한 영향이 상대적으로 크기 때문에, 균열깊이에 따른 RT_{NDT} 계산 결과에 차이가 없었다.

참고문헌

- (1) USNRC, 1996, "Fracture Toughness Requirements for Protection against Pressurized Thermal Shock Events", 10 CFG 50
- (2) ASME Boiler and Pressure Vessel Code Sec. XI, 1998, "Fracture Toughness

Criteria for Protection Against Failure"

- (3) Bass, B. R., et al, 1996, "CSNI Project for Fracture Analysis of Large Scale International Reference Experiments (FALSIRE II)", Oak Ridge National Lab, USNRC Report NUREG/CR-6460
- (4) Sievers, J., "Reactor Pressure Vessel Pressurized Thermal Shock International Comparative Assessment Study", OECD/NEA PWG-3, NEA/CSNI/R(99)3
- (5) "Networking for Improved Structural Integrity Assessment", 1993, Nuclear Engineering International, Vol. 38, N 473, pp. 21
- (6) M. J. Jhung, et al, 2001, "Round Robin Analysis of Pressurized Thermal Shock for Reactor Vessel", 제8회 원전 기기 건전성 WORKSHOP, pp.27~36
- (7) M. J. Jhung, S. H. Kim, T. J. Lee, 2001, "Pressure-Temperature Limit Curve of Reactor Vessel by ASME Code Section III and Section XI", 제8회 원전 기기 건전성 WORKSHOP, pp.125~140
- (8) 광동옥, 최재봉, 김영진, 표창률, 박윤원, 1999, "Deterministic Fracture Mechanics Analysis on the Integrity Evaluation of RPV Under Pressurized Thermal Shock", 대한기계학회논문집(A), 제23권, 제8호, pp. 1425~1434
- (9) Dickson, T. L., 1994, "FAVOR: A Fracture Analysis Code for Nuclear Reactor Pressure Vessels, Release 9401", ORNL/NRC/LTR 94-1
- (10) 장창희, 문호립, 정일석, 2001, "원자로 압력용기의 운전제한곡선 작성 방법 및 변수 민감도 분석: 냉각곡선", 제8회 원전 기기 건전성 WORKSHOP, pp. 181~194
- (11) 이택진, 이진호, 박윤원, 2001, "유한요소해석에 기초한 원자로용기의 압력-온도 한계 곡선 작성", 제8회 원전 기기 건전성 WORKSHOP, pp. 141~158
- (12) 이택진, 최재봉, 김영진, 박윤원, 정명조, 2000, "원자로용기 건전성평가를 위한 RVIES 시스템의 개발," 대한기계학회논문집(A) 제24권 제8호, pp. 2083~2090.

Table 1 Postulated cracks for PTS Round Robin

Crack ID	Location	Direction	Shape	Aspect ratio(a/l)	Depth(a/t)
C1	surface	circumferential	infinite	0	1/4
C2	surface	axial	infinite	0	1/4
C3	surface	circumferential	infinite	0	1/10
C4	surface	axial	infinite	0	1/10
C5	subclad	circumferential	infinite	0	1/4
C6	subclad	circumferential	infinite	0	1/10
C7	surface	circumferential	semi-elliptical	1/6	1/4
C8	surface	axial	semi-elliptical	1/6	1/4
C9	subclad	circumferential	semi-elliptical	1/6	1/4
C10	subclad	axial	semi-elliptical	1/6	1/4

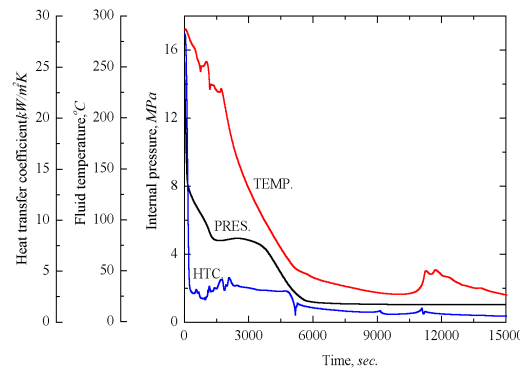


Fig. 1 Loading transient T1 for PTS-ICAS

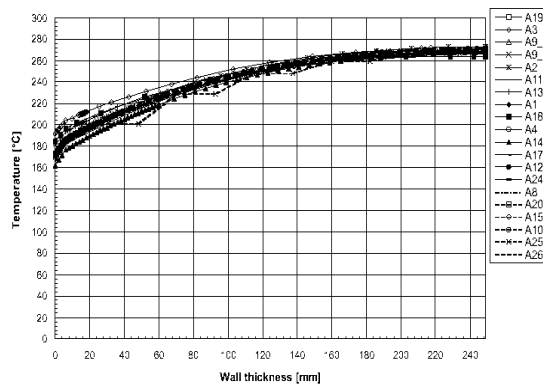


Fig. 2EM-4 Task 11: Temperature distribution in the wall at time 2400 s.

Fig. 2 Temperature distributions in the wall at time 2400sec

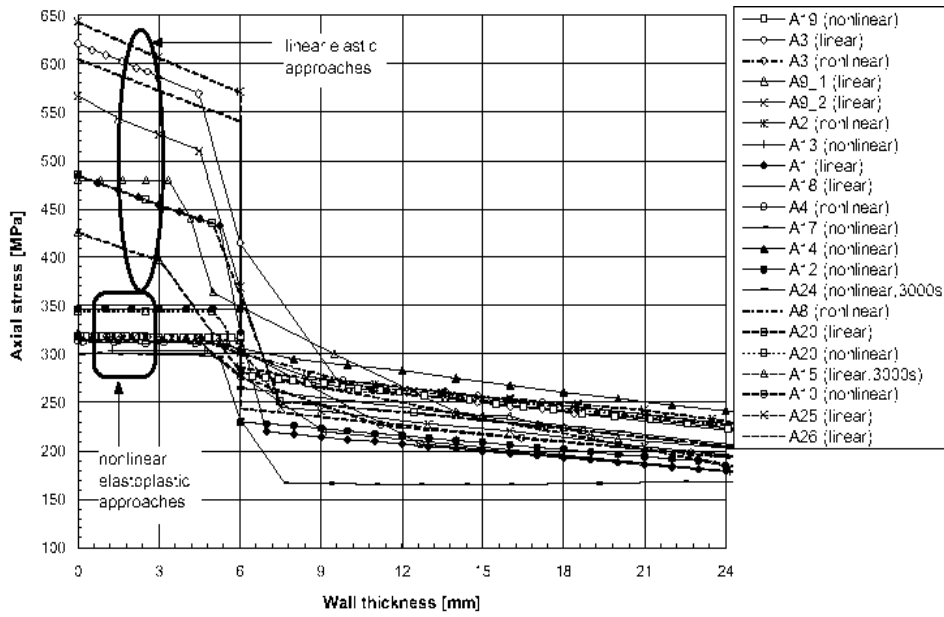


Fig. 2: M-5 Task 11: Axial stress across the wall without cracks at time 3600 s.

Fig. 3 Axial stress across the wall without cracks at time 3600sec

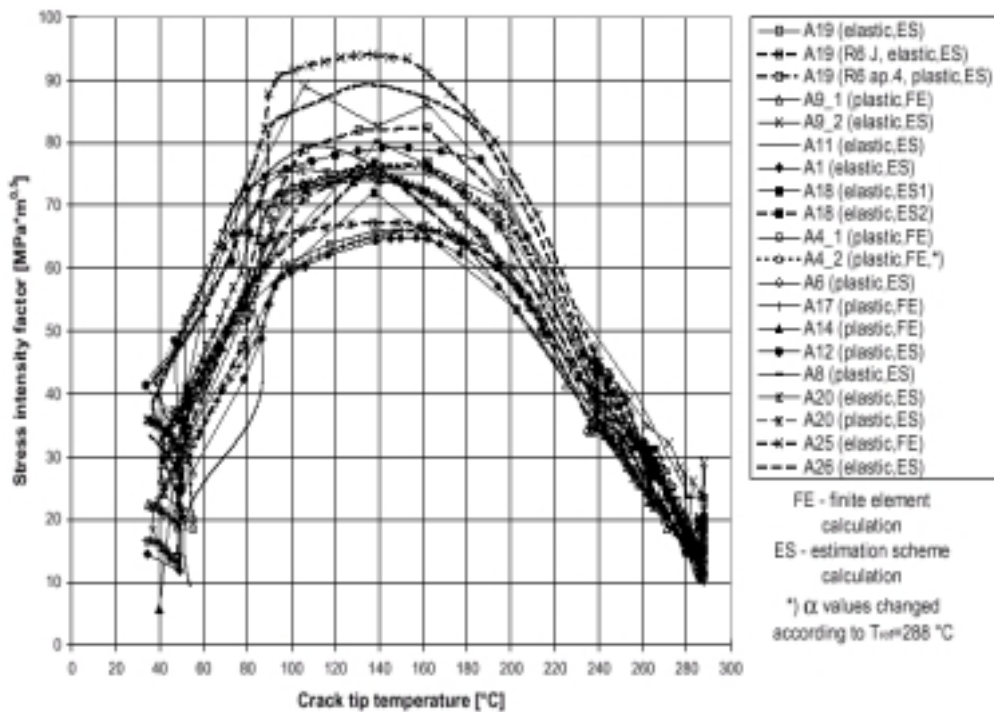


Fig. 4 Stress intensity factor versus cracktip temperature

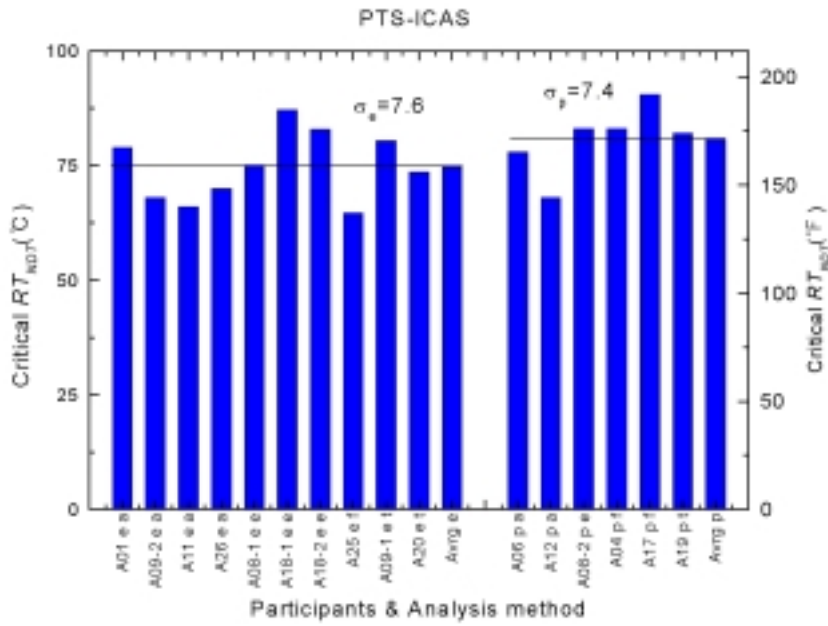


Fig. 5 Influence of the yield stress on the maximum allowable RT_{NDT}

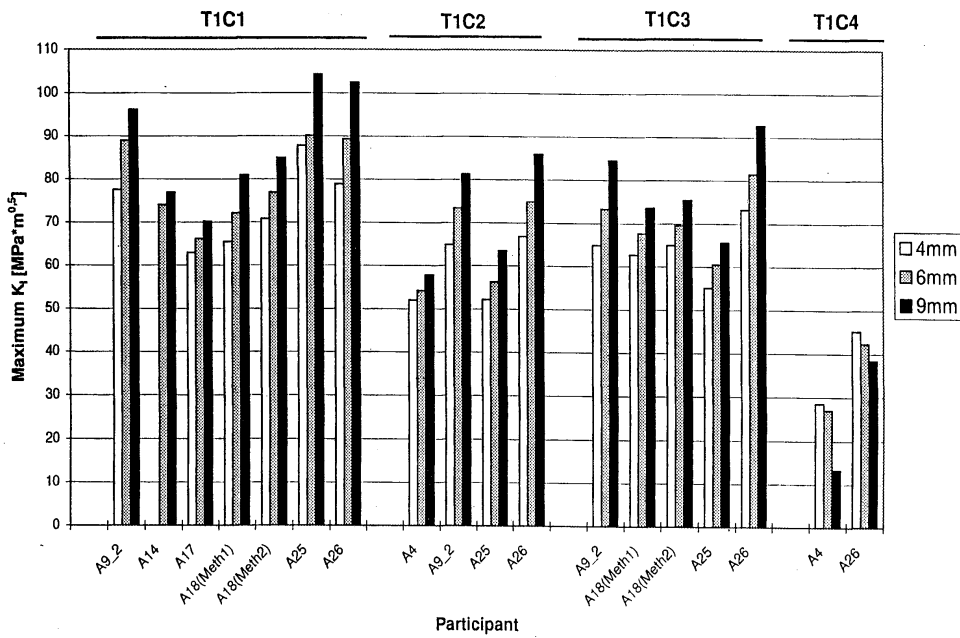


Fig. 5.1.26 Task PCT: Influence of the cladding thickness on the maximum stress intensity factor at the deepest point of the cracks.

Fig. 6 Influence of the cladding thickness on the maximum stress intensity factor

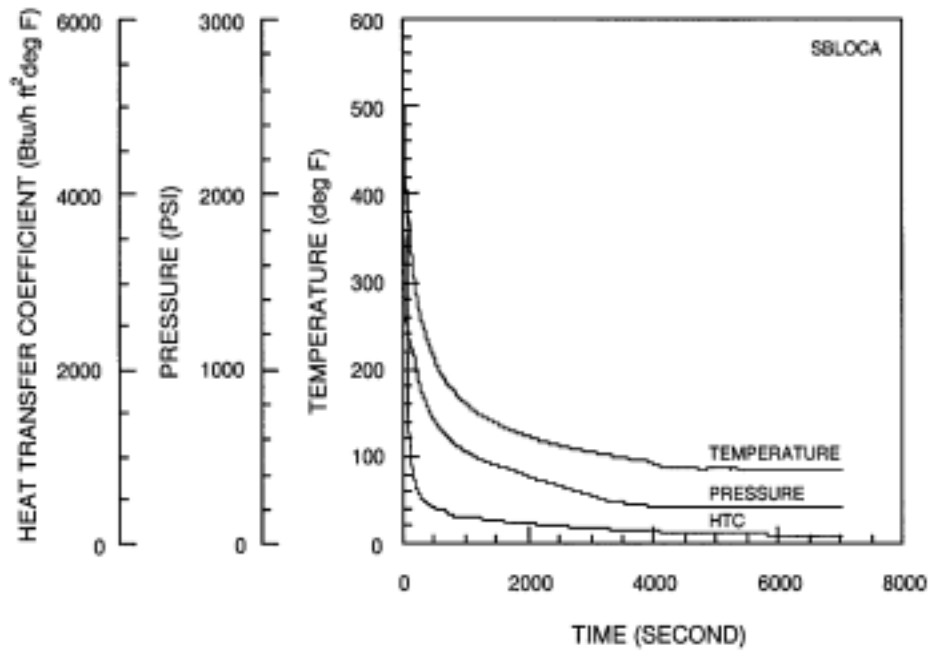


Fig. 7 Loading transient of SBLOCA

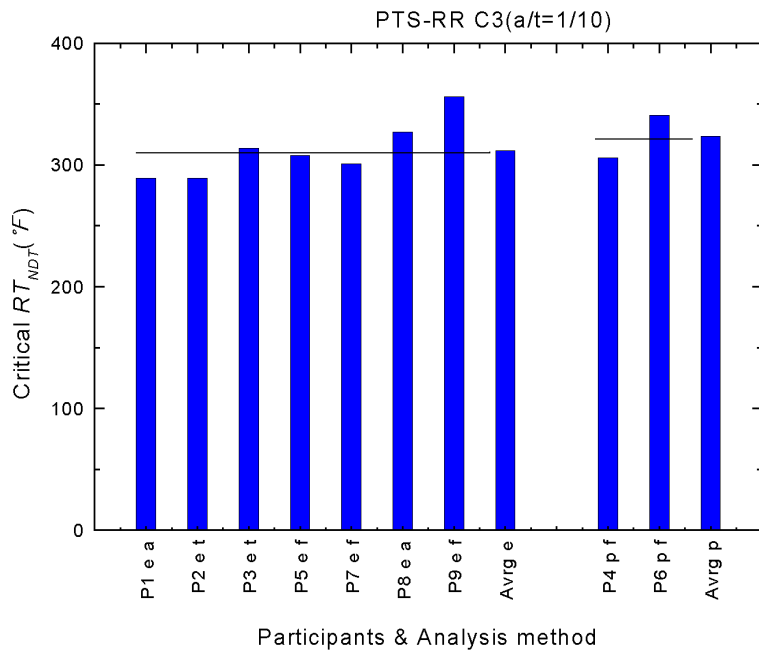


Fig. 8 Influence of the yield stress on the maximum allowable RT_{NDT}

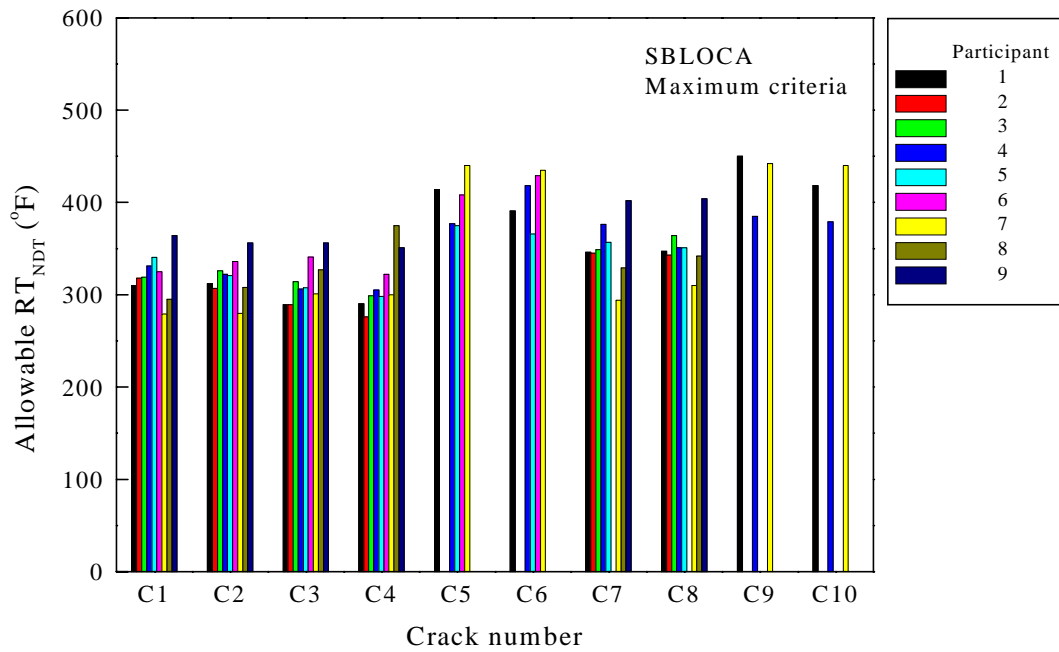
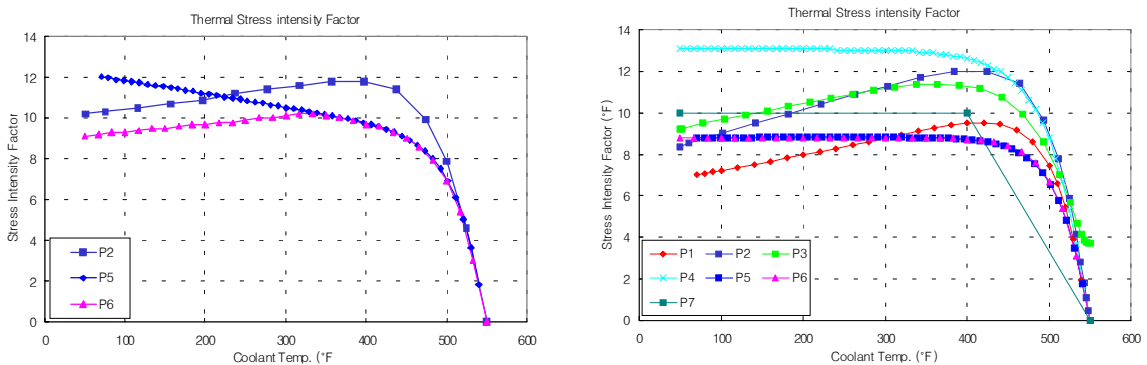


Fig. 9 Maximum allowable RT_{NDT} by maximum criteria



(a) C1 (b) C5
Fig. 10 Comparison of thermal stress intensity factor between participants

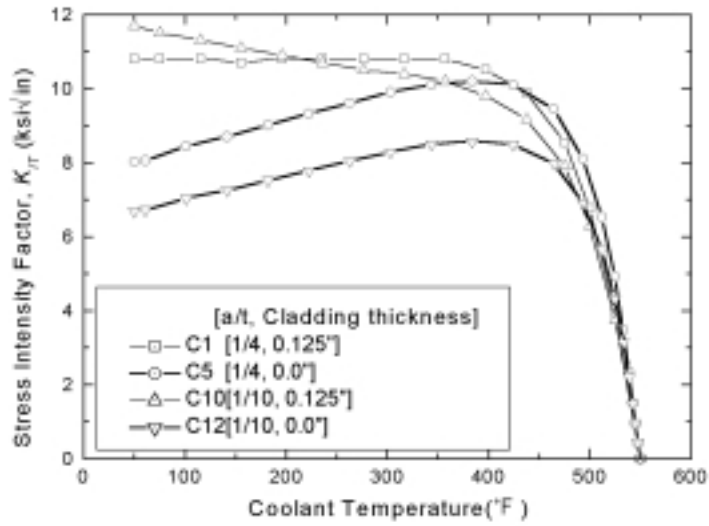


Fig. 11 Comparison of thermal stress intensity factor in the cases considering different clad effects and crack depths

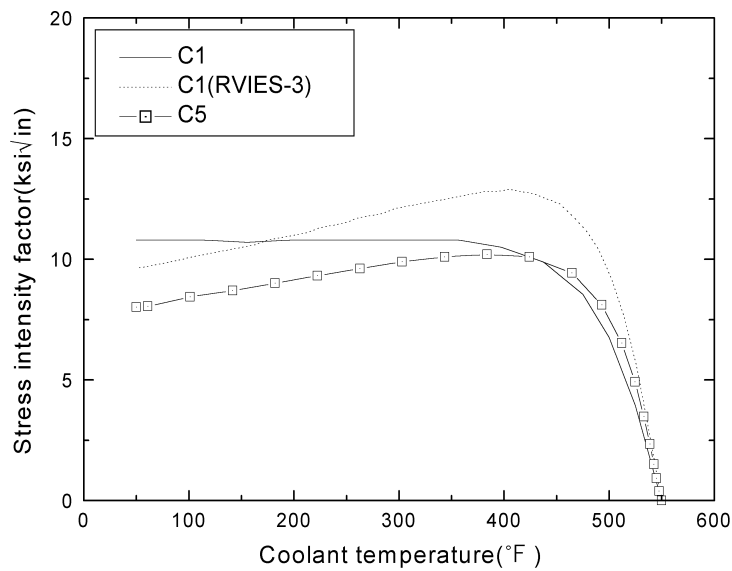


Fig. 12 Comparison of thermal stress intensity factor in the cases considering different clad effects