

C.H. Torito.

Diseño estructural de la bifurcación. Memoria de cálculo

octubre de 2012

Capítulo 1

Introducción

1.1. Antecedentes

En julio de 2012 GNF ENGINEERING, S.L.U. encargó a XC Ingeniería estructural, S.L. la realización de un estudio para el dimensionamiento estructural de la bifurcación de la tubería forzada a instalar en la central hidroeléctrica de Torito (Costa Rica) para reparto a sus dos grupos.

1.2. Objeto

Atendiendo al encargo, se redacta el presente documento con objeto de describir la tipología estructural, así como las bases de cálculo y procedimientos empleados en el dimensionamiento de los distintos elementos que componen la estructura.

1.3. Datos de partida

La información de partida ha sido la siguiente:

1. Plano con las dimensiones interiores del bifurcador.
2. Tipo de acero a emplear en su construcción.
3. Valores de las acciones a considerar en el cálculo.
4. Normativa de referencia a emplear: *AWWA Manual M11*.

1.4. Descripción de la estructura

El elemento a diseñar se compone de un primer tramo recto de 5,0 m de longitud que actúa como cono de reducción entre los diámetros 6,0 a 5,5 m. El tramo siguiente, previo a la bifurcación, es de trazado recto de 6,49 m de longitud y sección constante con 5,5 m de diámetro. En este punto entronca el primero de los ramales de distribución, arrancando con un trazado curvo de radio 6,52 m en su eje para formar un codo de 80° de desarrollo que se continúa con un tramo recto de 6 m de longitud en el que el diámetro se reduce de los 3,9 m en el codo a 3,7 m en su extremo final.

El ramal de derivación a la segunda turbina se traza en paralelo al anterior a una distancia de 12,29 m entre ejes. Así resulta un tramo de tubería principal de 13,787 m entre el entronque de

ambas derivaciones donde el diámetro se reduce entre los 5,5 m iniciales y 3,9 m en el codo con el que se inicia el segundo ramal. El trazado de éste es análogo al primero, variando únicamente el radio del codo, que en este caso es de 4,81 m.

Capítulo 2

Bases de cálculo

2.1. Normativa

Para realizar el análisis de la estructura se han aplicado los métodos propuestos por la AWWA (American Water Works Association) y el U.S. Army Corps of Engineers en los siguientes documentos:

- AWWA Manual M11. Steel Pipe - A Guide for Design and Installation.
- Engineering Manual 1110-2-2901. Tunnels and Shafts in Rock.

2.2. Materiales

El acero a emplear en la fabricación de la bifurcación es del tipo ASTM A537, con las siguientes características mecánicas:

Espesor nominal (mm)	Límite elástico mínimo (MPa)	Resistencia a tracción (MPa)	Deformación máxima (%)	
			A50mm	A200mm
≤ 65	345	485/620	22 %	18 %
$>65 \leq 100$	310	450/585	22 %	18 %

2.3. Acciones a considerar

De acuerdo con los datos proporcionados por la Propiedad de la obra, se han de considerar los siguientes valores de las acciones que intervienen en el diseño de la estructura:

Presión interior	
Presión estática	62,00 mca (0,62 MPa)
Presión máxima por golpe de ariete	85,20 mca (0,852 MPa)
Presión exterior	
Carga nivel freático (NF)	6.70 mca (0,067 MPa)
(Se supone este valor de presión en el plano medio de la tubería)	
Empuje de tierras	
El bifurcador irá hormigonado y no será necesario considerar cargas de relleno de tierras.	
Otros condicionantes	
Sismo de diseño	0,36g

2.4. Formato de seguridad

De acuerdo con las recomendaciones del *AWWA Manual M11* se adoptan los siguientes valores límite para la tensión en el acero:

- En situaciones de normal funcionamiento, la tensión admisible se toma igual al 50 % del límite de elasticidad en el acero, lo que equivale, para el acero ASTM A537 y piezas de espesor menor o igual que 65 mm, a **172,5 MPa**.
- En situaciones de emergencia, como la debida al golpe de ariete producido por un cierre instantáneo, se establece una tensión admisible equivalente a 2/3 del límite elástico del acero. Para piezas de espesor menor o igual que 65 mm construidas con acero ASTM A537 dicha tensión máxima es de **230,0 MPa**.

2.5. Durabilidad

Con objeto de tener en cuenta la posible corrosión del acero, se realiza el cálculo considerando para cada uno de los elementos que componen el bifurcador un espesor **1 mm** inferior al prescrito en planos.

Capítulo 3

Predimensionamiento mediante fórmula

El predimensionamiento del espesor de los distintos elementos que componen la bifurcación se lleva a cabo de acuerdo con las especificaciones contenidas en el *AWWA Manual M11*.

3.0.1. Por presión interna

El espesor de la tubería se obtiene por la fórmula de Barlow:

$$t = \frac{pd}{2s} \quad (3.1)$$

Siendo:

t: mínimo espesor de tubería para la presión de diseño

p: presión interior de diseño

d: diámetro exterior de la tubería

s: tensión admisible en el acero

La tensión admisible en el acero se establece conforme a los criterios del *AWWA Manual M11* y adopta los valores definidos en el apartado 2.4 de este documento.

En la siguiente tabla se reproducen los valores adoptados para los parámetros que intervienen en la ecuación 3.1 y los espesores obtenidos de su aplicación, en la situación de presión estática en el interior de la tubería:

Tubería pral., tramo 1	
p =	0,62 Mpa
d =	6000 mm
s=	172,5 Mpa
t=	11 mm

Tubería pral., tramo 2	
p =	0,62 Mpa
d =	5500 mm
s=	172,5 Mpa
t=	10 mm

Ramales	
p =	0,62 Mpa
d =	3900 mm
s=	172,5 Mpa
t=	7 mm

Para la situación de sobrepresión por golpe de ariete, se obtienen los siguientes espesores por aplicación de la fórmula de Barlow:

Tubería pral., tramo 1	
p =	0,852 Mpa
d =	6000 mm
s=	230 Mpa
t=	11,1 mm

Tubería pral., tramo 2	
p =	0,852 Mpa
d =	5500 mm
s=	230 Mpa
t=	10,2 mm

Ramales	
p =	0,852 Mpa
d =	3900 mm
s=	230 Mpa
t=	7,2 mm

Calculamos a continuación los espesores mínimos de chapa que proporciona la fórmula la Parmakian, la cual, para tuberías de diámetro mayor de 54 pulgadas se expresa como:

$$t = \frac{D + 20}{400} \quad (3.2)$$

donde D es el diámetro de la tubería y t su espesor mínimo, expresados ambos en pulgadas.

Para los casos en estudio se obtiene:

Diámetro (mm)	Diámetro (in)	Espesor mínimo (in)	Espesor mínimo (mm)
6000	236,22	0,64	16,3
5500	216,54	0,59	15,0
3900	153,54	0,43	10,9

3.0.2. Por presión externa

Un cálculo aproximado de la presión externa que puede soportar una tubería viene dado por la fórmula contenida en el AWWA Manual M11:

$$P_c = \frac{2E_s}{1 - \nu_s} \left(\frac{t_s}{d_n} \right)^3 \quad (3.3)$$

Siendo:

P_c : presión exterior que produce el colapso (Mpa)

E_s : módulo de elasticidad del acero: se adopta $E_s = 210.000$ MPa

ν_s : coeficiente de Poisson del acero: se adopta $\nu_s = 0,3$ MPa

t_s : espesor de la pared de la tubería (mm)

d_n : diámetro de la tubería (mm)

En esta fórmula se ha obviado la contribución del revestimiento de hormigón, estando por tanto del lado de la seguridad.

Suponiendo una presión máxima por nivel freático a la altura del eje del bifurcador de 6,70 mca, se obtiene, por aplicación de dicha fórmula, los siguientes espesores de tubería:

Diámetro (mm)	Presión media (Mpa)	Espesor (mm)
6000	0,067	28,9
5500	0,067	26,5
3900	0,067	18,8

3.0.3. Tipo de refuerzo

Una primera aproximación al tipo de refuerzo a emplear en la conexión del ramal de derivación al primer grupo se determina mediante la aplicación de la fórmula PDV (pressure-diameter value) que aparece en el capítulo 13 *Supplementary Design Data and Details* del *AWWA Manual M11*.

La relación PDV se calcula mediante la expresión:

$$PDV = \frac{Pd^2}{D \sin^2 \Delta} \quad (3.4)$$

Siendo:

P: presión de diseño (psi)

d: diámetro de la tubería de derivación (in)

D: diámetro de la tubería principal (in)

Δ : ángulo entre tuberías en la derivación

Los valores de aplicación a nuestro caso son los siguientes:

P= 0,62 Mpa = 89,92 psi

d= 3900 mm = 153,54 in

D= 5500 mm = 216,54 in

Δ = 80° = 1,4 rad,

con lo que, aplicando la expresión 3.4 se obtiene un valor de PVD:

$$\mathbf{PVD = 10080}$$

De acuerdo con el manual empleado, para valores de PVD mayores que 6000 el tipo de refuerzo a emplear consiste en un panel de acero contenido en el plano bisector de las dos superficies intersecadas. En el caso que nos ocupa, el refuerzo a diseñar adopta la forma denominada «en ala de monja».

Los ábacos y fórmulas que proporciona el *AWWA Manual M11* para el dimensionamiento de estos refuerzos no son aplicables a los diámetros de tubería ni a la configuración de la bifurcación que nos ocupa.

Capítulo 4

Análisis tensional del bifurcador

La distribución de tensiones en el bifurcador en las distintas situaciones de funcionamiento se obtiene mediante el método de los elementos finitos. Se describen a continuación las características del cálculo realizado y se analizan los resultados obtenidos.

4.1. Descripción del modelo de cálculo

Se ha empleado un modelo tridimensional de la estructura para su análisis por el método de los elementos finitos.

4.1.1. Geometría

La geometría del **bifurcador** para su modelización se obtiene siguiendo el siguiente procedimiento:

1. Reproducción en CAD tridimensional de la zona donde se produce la bifurcación, con el fin de obtener la definición geométrica de la curva donde intersecan las superficies de la tubería principal y la de derivación (véase figura 4.1).
2. Generación, sobre dicho dibujo en 3D de 14 planos verticales de corte, equidistanciados los 13 primeros a 500 mm, para ser intersecados con la estructura a analizar.
3. Obtención de los datos geométricos (radios y ángulos) de la curva de intersección, a partir de las secciones transversales generadas.
4. Generación en el programa de elementos finitos de los puntos, líneas y áreas necesarios para definir la geometría del modelo, empleando los sistemas de coordenadas cilíndricos o toroidales adecuados a cada tramo. En el cuadro 4.1 se muestra una estadística de los distintos componentes empleados.

Para modelizar el **refuerzo en ala de monja** se sigue el siguiente procedimiento:

1. Se miden, para cada una de las secciones transversales dadas en la zona de bifurcación, los ángulos que forma la tangente a la intersección de las tuberías con una plano horizontal y otro vertical paralelo al eje de la tubería.
2. Conociendo estos ángulos se define un sistema de coordenadas local en cada punto de intersección de forma que uno de sus ejes esté contenido en un plano vertical y sea normal a la mencionada curva de intersección.
3. Sobre ese eje se lleva el canto que tendrá el refuerzo en ala de monja en ese punto.

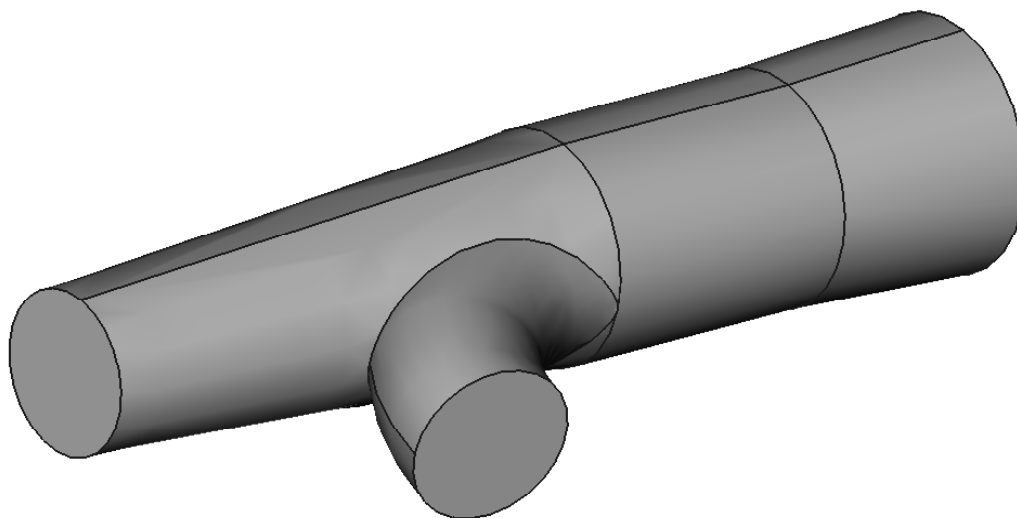


Figura 4.1: Modelo de la zona de bifurcación elaborado en CAD-3D

4.1.2. Tipo de elemento

Se ha modelizado la pieza con elementos tipo *lámina*, de 4 nudos y 6 grados de libertad por nudo (desplazamientos u_x , u_y y u_z y giros θ_x , θ_y y θ_z). En total se emplean 20842 elementos, que se organizan en grupos para definir distintas zonas de la pieza que puedan ser analizadas fácilmente. Los elementos se orientan de forma que la normal positiva apunte hacia el exterior de la tubería.

En las figuras 4.2, 4.3 y 4.4 se muestran distintas vistas del modelo.

4.1.3. Condiciones de contorno

Las condiciones de contorno en el modelo general se introducen de la siguiente forma:

- Se modelizan 12 m de tubería más, anteriores al inicio de la pieza en estudio, con el fin

Líneas	732
Áreas	364
Nudos	20917
Elementos	20842
Coacciones en nudos	226

Cuadro 4.1: Datos estadísticos del modelo de cálculo

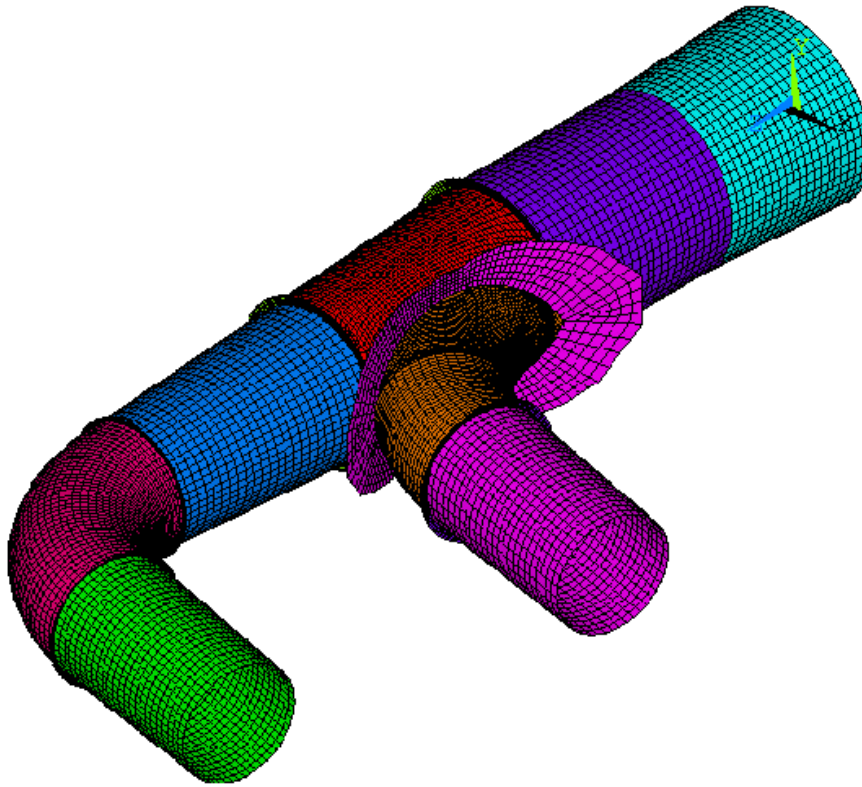


Figura 4.2: Modelo de cálculo. Perspectiva

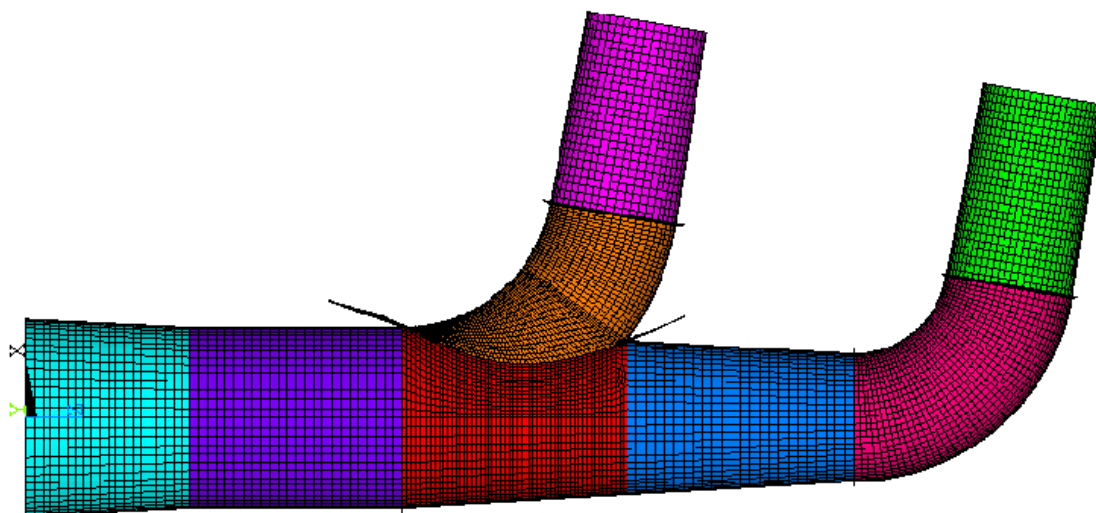


Figura 4.3: Modelo de cálculo. Vista superior

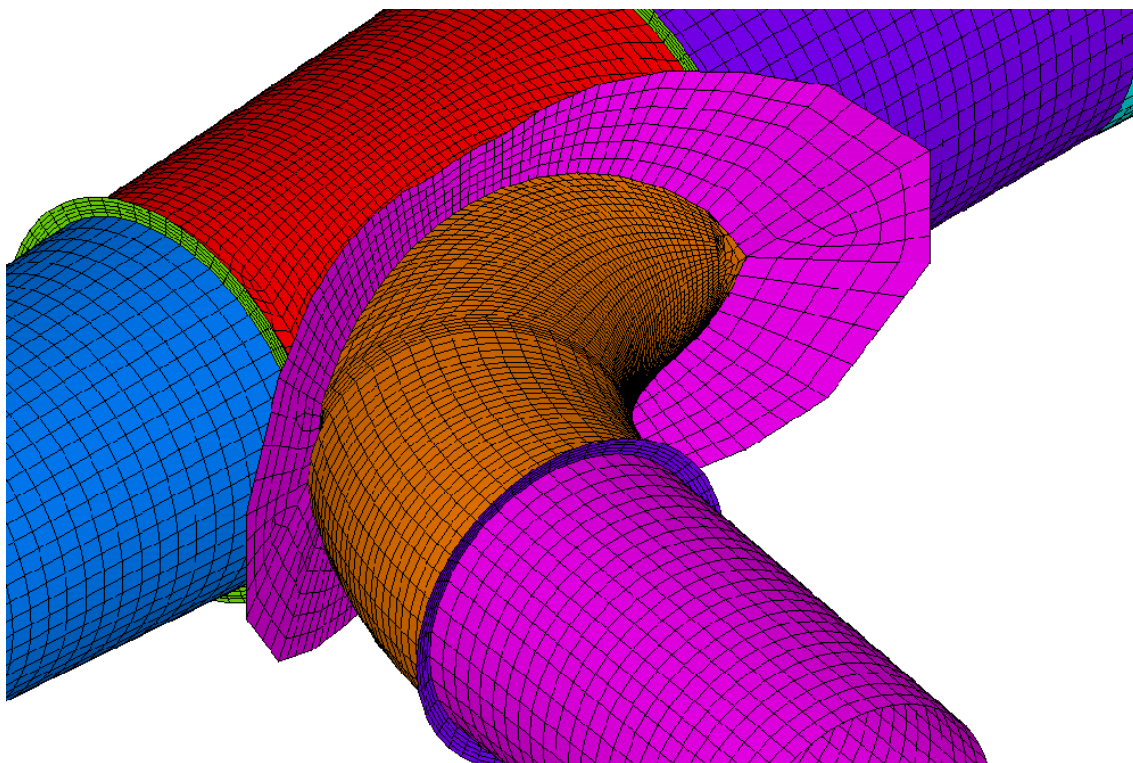


Figura 4.4: Modelo de cálculo. Detalle de la zona de bifurcación

de que los resultados de tensiones en la misma no se vean perturbados por las coacciones introducidas. En el extremo inicial de este tramo se impone movimiento nulo en la dirección del eje de la tubería y giro nulo en torno al mismo.

- En los extremos de los dos ramales de la bifurcación se impone la condición de movimiento nulo en la dirección de sus respectivos ejes.

4.1.4. Modelización del material

Como ya se ha comentado en este documento, el material previsto para la fabricación del bifurcador es acero ASTM A537. Se modeliza éste como un material no lineal (véase figura 4.5), de las siguientes características :

- En la rama de comportamiento elástico se considera un material isótropo, con un módulo de elasticidad de Young de $2,1 \times 10^5 \text{ N/mm}^2$ y un coeficiente de Poisson de 0,3.
- Para la fluencia del material se admite un comportamiento según el criterio de von Mises.

4.2. Hipótesis de cálculo

Se han analizado los resultados obtenidos en las siguientes tres hipótesis de cálculo:

1. Máxima presión hidrostática
2. Máxima presión por golpe de ariete

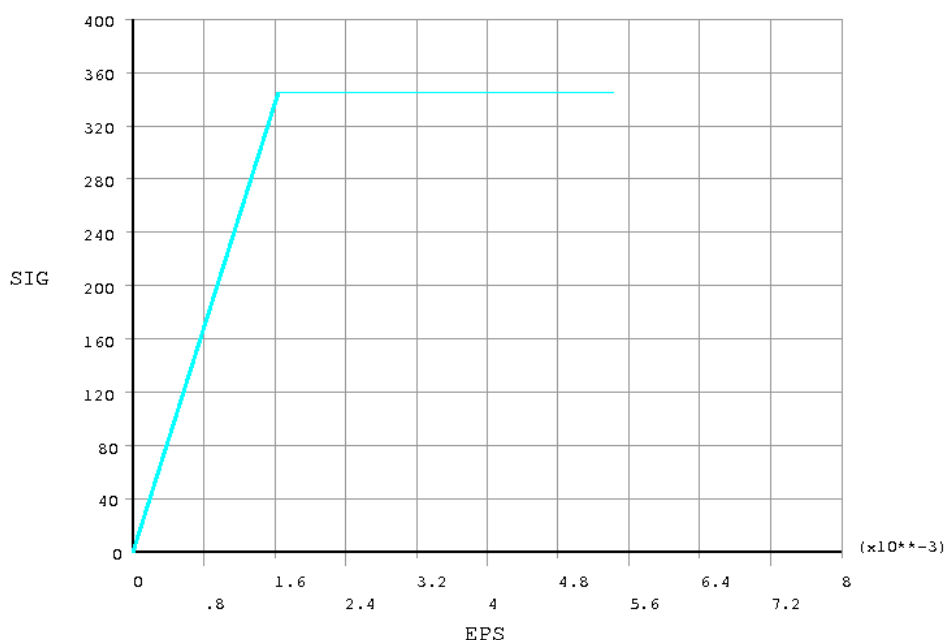


Figura 4.5: Diagrama tensión-deformación del acero adoptado en el modelo de cálculo

3. Máxima elevación del nivel freático

El efecto del sismo sobre el conjunto de la tubería forzada y el macizo de hormigón queda fuera del alcance del presente estudio.

Se describen a continuación las consideraciones realizadas en cada una de las hipótesis estudiadas.

4.2.1. Hipótesis 1: máxima presión hidrostática

De acuerdo con los datos proporcionados por la Propiedad de la obra, la máxima presión hidrostática a considerar en el bifurcador es de **62,00 m.c.a. (0,62 MPa)**. Esta presión se introduce como una carga uniforme actuando sobre la pared interna de la tubería.

Aunque el bifurcador se prevé esté embebido en hormigón, se diseña éste para que la estructura de acero resista por sí misma toda la presión estática.

4.2.2. Hipótesis 2: máxima presión por golpe de ariete

De acuerdo con los datos proporcionados por la Propiedad de la obra, la máxima presión por golpe de ariete a considerar en el bifurcador es de **85,20 m.c.a. (0,852 MPa)**. De forma análoga, se introduce esta presión al modelo como una carga uniforme actuando sobre la pared interna de la tubería. Tampoco en esta hipótesis se tiene en cuenta la posible colaboración del hormigón y de la roca circundante en la resistencia del conjunto.

4.2.3. Hipótesis 3: máxima elevación del nivel freático

De acuerdo con los datos proporcionados por la Propiedad de la obra, la máxima elevación previsible del nivel freático será de 6,7 m.c.a. sobre el nivel del eje del bifurcador. La presión

media que dicha columna de agua produce sobre la tubería, 0,067 MPa, apenas supone un 11 % de la presión estática interna con la que se diseña ésta.

Para asegurarnos de que esta hipótesis no va a resultar determinante en el dimensionamiento de la pieza se realizan tres comprobaciones:

1. En primer lugar, se aplica sobre el modelo de elementos finitos esta presión exterior (0,067 MPa) como una carga uniforme, obteniéndose tensiones en el acero inferiores al 15 % del límite elástico en las zonas de máxima concentración de tensiones (véase figura C.1 en apéndice C). Aunque este resultado *per se* nada indica acerca del posible pandeo de la tubería, sí denota la escasa trascendencia de la presión exterior.
2. Por otro lado, se comprueba, empleando la fórmula de Glock, que para el tramo de mayor relación espesor/Diámetro, la presión crítica de pandeo es muy superior a la que aquí se considera:

$$P_{cr} = \frac{E}{1 - \nu^2} \left(\frac{t}{D} \right)^{2,2} = \frac{210000}{1 - 0,3^2} \left(\frac{16}{6000} \right)^{2,2} = 0,501 MPa$$

En esta fórmula P_{cr} es la presión crítica exterior a la que se produciría el pandeo de la tubería, E es el módulo elástico del material, ν es el coeficiente de Poisson, t y D son el espesor y diámetro de la tubería respectivamente.

3. Finalmente, para este tramo de mayor relación espesor/Diámetro donde la posibilidad de pandeo es mayor, se ha elaborado un modelo considerando el revestimiento de hormigón mediante elementos de contacto en cada uno de los nudos de la superficie de acero. El *gap* anular entre la tubería y el hormigón que la rodea se toma igual a 10^{-3} veces el radio de la tubería (de acuerdo con el EM 1110-2-2901 este gap varía entre 0 y 0,001 veces el radio de la tubería). Tangencialmente no se considera fricción. Sobre este modelo se introduce el gradiente de presiones que produce el nivel freático a la cota 6,7 m sobre el eje de la tubería (véase figuras C.2 y C.3 en apéndice C). En estas condiciones se comprueba la estabilidad de la pieza, así como que las tensiones y corrimientos que se producen son muy pequeños.

4.3. Cálculo no lineal

Sobre el modelo construido se ha realizado un cálculo por elementos finitos, no lineal, considerando grandes deformaciones y no linealidad del material. Las ecuaciones de equilibrio estático se resuelven por los algoritmos de Newton-Raphson, eligiendo en primera iteración 1/20 de la carga total, y permitiendo al programa elegir los incrementos, en función de los resultados obtenidos, en iteraciones sucesivas.

4.4. Resultados y conclusiones

Al perforar una tubería con el fin de insertar un ramal, se produce un fenómeno de concentración de tensiones en los bordes del orificio, cuando se somete la tubería a presión, pudiendo alcanzar éstas valores del orden de 250 a 400 % del que tendrían en estado intacto. Además de las fuerzas concentradas de tracción, se inducen fuerzas cortantes y momentos flectores en la zona del borde del orificio.

Por otro lado, en los codos, la distribución de tensiones en la tubería sometida a presión varía con respecto a la distribución uniforme que se produce en la sección circular con trazado recto. En la tubería curvada se produce una mayor sollicitación en la parte interna de la curva. Por otra parte, en una tubería compuesta de tramos rectos y curvos sujetos a una presión interna, la parte que sufre el mayor nivel de tensiones es la curva en su sección media.

Para compensar estos efectos, se han analizado distintos elementos de rigidización que absorban o compensen el exceso de esfuerzos locales que se producen.

En los codos, se han tanteado sobre el modelo de cálculo distintas configuraciones de rigidización, ensayando con diversos espesores, anchos y distribuciones de los rigidizadores anulares.

Finalmente se disponen rigidizadores anulares únicamente en las secciones de inicio y final del codo; se comprobó que eliminar estos obligaba a incrementar el espesor de la tubería en el propio codo y zonas anexas (con el consiguiente incremento de coste), mientras que aumentar el número de rigidizadores anulares en codos apenas tenía repercusión sobre las tensiones de cálculo.

También se comprobó sobre el modelo el efecto de aumentar en número de rigidizadores en tramos rectos (inicio y final de conos de reducción, ...), sin que esto supusiera ventajas importantes desde el punto de vista económico y resistente, salvo en los anillos finalmente dispuestos (en la tubería principal, al principio y final del injerto).

En el caso del refuerzo a disponer en torno al orificio practicado en la tubería principal para injerto del ramal, se realizaron cálculos con 15 configuraciones diferentes del rigidizador en ala de monja. De este estudio estrajimos las siguientes conclusiones:

1. El aumentar el espesor de las tuberías resulta poco eficaz para controlar las tensiones en la zona del injerto; el material que está situado a cierta distancia del orificio apenas trabaja (en ocasiones, las tensiones son inferiores a 10 MPa). Para comprobarlo sirva como ejemplo la comparación entre las dos siguientes configuraciones:
 - a) Modelo 1: los tramos de tubería principal y de ramal anexos a la zona de injerto (tramos 3 y 7 en la nomenclatura empleada en el documento) son de espesor 16 mm; el refuerzo en «ala de monja» tiene un espesor de 45 mm y su ancho es variable entre 2500 mm en el punto inicial de tangencia del ramal con la tubería principal, 750 mm en los puntos de máxima y mínima cota del orificio y 2000 mm en el extremo opuesto del eje horizontal de orificio.
 - b) Modelo 2: los tramos de tubería principal y de ramal anexos a la zona de injerto son de espesor 30 mm; el refuerzo en «ala de monja» tiene un espesor de 25 mm y su ancho es variable entre 1500 mm en los extremos del eje mayor (horizontal) de la línea ovalada que forma el borde del orificio y 1000 mm en los extremos de su eje menor (vertical).

Se comprueba que la primera de las configuraciones, con un 30 % menos de material, consigue una reducción en las tensiones en la zona del injerto del 30 % respecto a la segunda, extendiéndose además en esta última el fallo a una zona más amplia.

2. Manteniendo los espesores de la tubería al mínimo posible para que la mayor parte del tubo trabaje a una tensión próxima a la admisible, parece más eficaz disponer (dentro de un límite) más canto en las alas del rigidizador que aumentar el espesor de éste, como se comprueba al comparar los dos siguientes modelos:
 - a) Modelo 1: los tramos de tubería principal y de ramal anexos a la zona de injerto (tramos 3 y 7 en la nomenclatura empleada en el documento) son de espesor 16 mm; el refuerzo en «ala de monja» tiene un espesor de 45 mm y su ancho es variable entre 2500 mm en el punto inicial de tangencia del ramal con la tubería principal, 750 mm en los puntos de máxima y mínima cota del orificio y 2000 mm en el extremo opuesto del eje horizontal de orificio.
 - b) Modelo 2: los tramos de tubería principal y de ramal anexos a la zona de injerto (tramos 3 y 7 en la nomenclatura empleada en el documento) son de espesor 16 mm; el refuerzo en «ala de monja» tiene un espesor de 65 mm y su ancho es variable entre 2000 mm en el punto inicial de tangencia del ramal con la tubería principal, 750 mm en los puntos de máxima y mínima cota del orificio y 1500 mm en el extremo opuesto del eje horizontal de orificio.

La comparación es favorable al modelo 1, que se construye con un 10 % menos de acero, presentando ambos modelos un nivel tensional similar.

3. El reducir el ancho de las alas del rigidizador tiene un efecto muy negativo sobre las tensiones, como se deduce de la comparación de los dos siguientes modelos:
 - a) Modelo 1: los tramos de tubería principal y de ramal anexos a la zona de injerto (tramos 3 y 7 en la nomenclatura empleada en el documento) son de espesor 16 mm; el refuerzo en «ala de monja» tiene un espesor de 45 mm y su ancho es variable entre 2500 mm en el punto inicial de tangencia del ramal con la tubería principal, 750 mm en los puntos de máxima y mínima cota del orificio y 2000 mm en el extremo opuesto del eje horizontal de orificio.
 - b) Modelo 2: los tramos de tubería principal y de ramal anexos a la zona de injerto son de espesor 16 mm; el refuerzo en «ala de monja» tiene un espesor de 65 mm y su ancho es variable entre 1500 mm en el extremo inicial del eje mayor (horizontal) de la línea ovalada que forma el borde del orificio y 1000 mm en el extremo final de éste y en ambos extremos de su eje menor (vertical).

El segundo modelo no sólo se ha de construir con un 5 % más de acero sino que las tensiones son un 30 % mayores en la zona del injerto.

4. Por otro lado, también se analizaron configuraciones en las que el ala de monja estaba contenida en la superficie bisectora de las dos superficies de tuberías que intersecan, y otras en las que se diseñaba ésta soldando en su borde exterior un ala, de forma que la sección del refuerzo adquiriera forma en T. Los resultados obtenidos no mejoraron la solución finalmente adoptada.

Finalmente se eligió, atendiendo a criterios resistentes y económicos, una configuración análoga a la anteriormente denominada «modelo 1» pero aumentando los espesores de los tramos de tubería en el injerto a 17 mm y del propio refuerzo en «ala de monja», que se proyecta con un espesor de 65 mm.

En los apéndices A, B y C se muestran gráficamente los resultados obtenidos para cada una de las hipótesis estudiadas. Se han analizado, para cada uno de los componentes que configuran la pieza en estudio, la tensión equivalente de von Mises y la deformación equivalente total (elástica + plástica). Con objeto de facilitar y sistematizar la interpretación de los resultados, se agrupan los elementos del modelo en los tramos que aparecen reflejados en la figura 4.6.

Los resultados obtenidos en la hipótesis de máxima presión externa son objeto del anejo C. Como ya se ha comentado, esta presión (0,067 MPa en el eje del bifurcador) apenas representa un 11 % de la presión estática interna con la que se diseña éste. Un análisis del modelo suponiendo una distribución uniforme de presión externa da lugar a tensiones en el acero inferiores al 15 % del límite elástico en las zonas de máxima concentración de tensiones (figura C.1).

Por otro lado, el fallo en tuberías sometidas a presión externa se produce por pandeo, que, generalmente, ocurre por la formación de un lóbulo paralelo al eje de la tubería. Existen diversos modelos analíticos o semianalíticos que permiten calcular la presión crítica a la cual se produce el colapso por pandeo (Glock, Amstutz, Jacobsen, Vaughan, ...).

Se ha empleado el modelo elástico de Glock, por ser el de más sencilla aplicación, para comprobar (véase apartado 4.2.3) que la presión exterior a la que estará sometido el bifurcador se halla muy lejos de alcanzar la presión crítica de colapso por pandeo. En efecto, para el tramo de bifurcador de mayor relación espesor/Diámetro, donde la probabilidad de pandeo es mayor, la presión crítica de pandeo que resulta por aplicación de la fórmula de Glock es de 0,501 MPa, valor 7,5 veces superior a la presión exterior prevista por la máxima elevación del nivel freático.

Adicionalmente a esta comprobación, se ha creado un modelo de dicho tramo de tubería (el de mayor relación espesor/Diámetro) modelizando el contacto entre la superficie exterior de

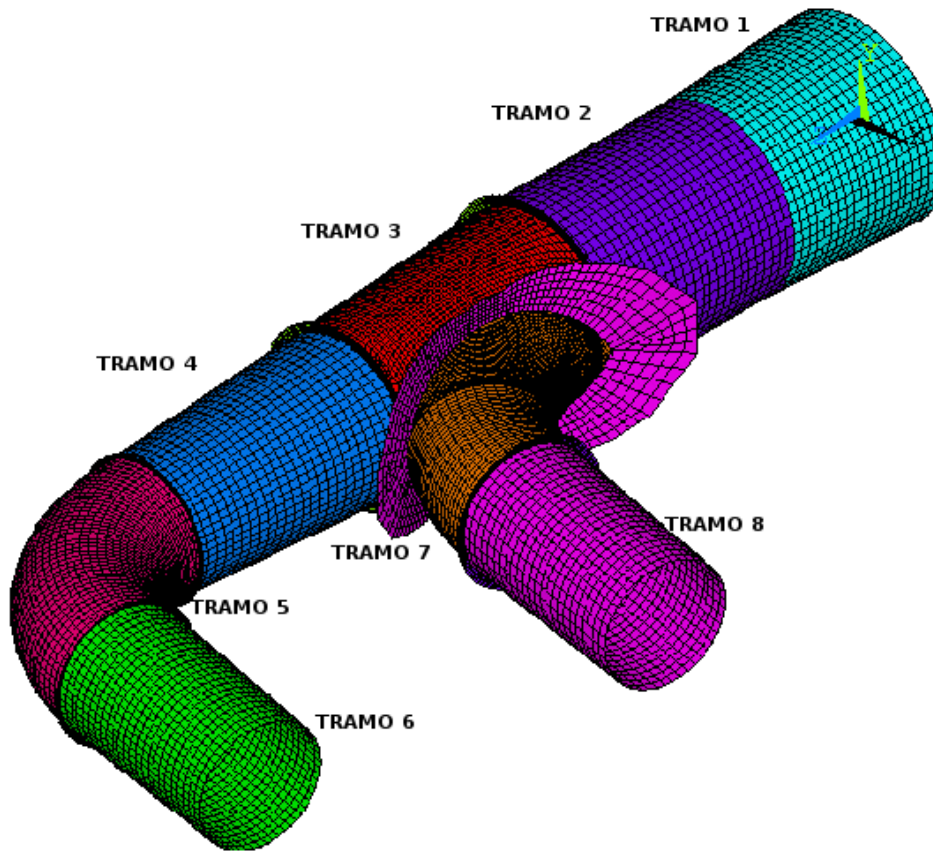


Figura 4.6: Tramos para la obtención de resultados

la tubería y la interior del hormigón mediante elementos tipo *gap* con apertura 10^{-3} veces del radio de la tubería. El comportamiento tangencial se modeliza como un sistema sin fricción y el comportamiento normal del tipo elástico lineal con un módulo de un orden de magnitud mayor al del material. En las figuras C.2 a C.7 se representan las cargas introducidas al modelo y los resultados de corrimientos radiales y tensiones equivalentes obtenidos. Se comprueba que la pieza es estable frente a pandeo. Por otro lado, se obtienen unos valores de corrimientos y tensiones admisibles; el máximo desplazamiento radial obtenido es de 21 mm (1/262 veces el diámetro del tubo) y la tensión máxima de von Mises es de 45 MPa.

En conclusión, se puede afirmar que la hipótesis de máxima presión exterior sobre el bifurcador no resulta determinante para su dimensionamiento.

En los apéndices A y B se incluyen los resultados de deformaciones y tensiones obtenidas en las hipótesis de presión interna analizadas. Un resumen de las tensiones máximas obtenidas se puede consultar en las tablas 4.2 y 4.3.

De acuerdo con las recomendaciones del *AWWA Manual M11*, las tensiones en el acero (a excepción de la zona injerto del ramal, donde se produce una concentración de tensiones) se limitan a los siguientes valores:

HIPÓTESIS 1: MÁXIMA PRESIÓN INTERNA ESTÁTICA				
Tramo	espesor cál. (mm)	σ_{max} (Mpa)	σ_{adm} (Mpa)	% σ_{adm} (Mpa)
1 – Cono reducción 6000-5500	16	122	172,5	71
2 – Tramo recto $\Phi 5500$	15	140 ⁽¹⁾	172,5	81
3 – Zona conexión ramal 1	16	170 ⁽²⁾	172,5	99
4 – Cono reducción 4468-3900	15	120 ⁽³⁾	172,5	70
5 – Codo radio=4810	11	159	172,5	92
6 – Cono reducción 3900-3700 (ramal 2)	11	111	172,5	64
7 - Codo radio=6520	16	172 ⁽²⁾	172,5	100
8 – Cono reducción 3900-3700 (ramal 1)	11	131	172,5	76
Rigidizadores anulares C-C, D-D	19	170	172,5	99
Rigidizador anular E-E	14	113	172,5	66
Rigidizadores anulares F-F, G-G	14	92	172,5	53
Rigidizador anular H-H	19	108	172,5	63
Refuerzo en ala de monja	64	172 ⁽⁴⁾	172,5	100
(1): se produce una concentración puntual de tensiones en el punto de tangencia del primer ramal				
(2): existe una pequeña zona de plastificación en torno a la abertura donde inserta el ramal				
(3): se produce una concentración puntual de tensiones en la esquina donde inserta el ramal				
(4): tensión no superada por el 90 % de los elementos. Hay zonas puntuales de plastificación				

Cuadro 4.2: Tensiones máximas obtenidas del cálculo de la hipótesis 1 (máxima presión interna estática)

- 1/2 del límite de elasticidad del acero en situaciones de normal funcionamiento, lo que equivale a 172,5 Mpa.
- 2/3 del límite de elasticidad del acero (o 230 Mpa) en situaciones de emergencia.

Las tensiones obtenidas se encuentran por debajo de estos límites en la práctica totalidad de la pieza del bifurcador. En el borde del orificio donde se produce el injerto del ramal se produce una fuerte concentración de tensiones y el material, en algunas ocasiones, llega a plastificar; sin embargo, tanto en las situaciones de normal funcionamiento como en la de máxima presión por golpe de ariete, se trata de un fenómeno local y dichas tensiones se redistribuyen rápidamente en pocos centímetros. Por otro lado, se puede considerar que la colaboración del hormigón y del terreno que envuelve la pieza, que no ha sido tenida en cuenta en el cálculo, contribuirá a mejorar la resistencia de la misma. Por su parte, la deformación equivalente de von Mises máxima se obtiene para la hipótesis 2 de presión transitoria alcanzando un valor del 0,6 %, inferior al valor de 5 % que suele ser aceptado por las normas (por ejemplo, se establece este límite en el apartado B.8.2.1. de la norma prEN-13445-3).

HIPÓTESIS 2: MÁXIMA PRESIÓN INTERNA POR GOLPE DE ARIETE				
Tramo	espesor calc. (mm)	σ_{max} (Mpa)	σ_{adm} (Mpa)	% σ_{adm} (Mpa)
1 – Cono reducción 6000-5500	16	168	230	73
2 – Tramo recto $\Phi 5500$	15	180 ⁽¹⁾	230	78
3 – Zona conexión ramal 1	16	230 ⁽²⁾	230	100
4 – Cono reducción 4468-3900	15	165 ⁽³⁾	230	72
5 – Codo radio=4810	11	217	230	94
6 – Cono reducción 3900-3700 (ramal 2)	11	151	230	66
7 - Codo radio=6520	16	230 ⁽²⁾	230	100
8 – Cono reducción 3900-3700 (ramal 1)	11	178	230	77
Rigidizadores anulares C-C, D-D	19	220	230	96
Rigidizador anular E-E	14	147	230	64
Rigidizadores anulares F-F, G-G	14	128	230	56
Rigidizador anular H-H	19	146	230	63
Refuerzo en ala de monja	64	230 ⁽⁴⁾	230	100
(1): se produce una concentración puntual de tensiones en el punto de tangencia del primer ramal				
(2): existe una pequeña zona de plastificación en torno a la abertura donde inserta el ramal				
(3): se produce una concentración puntual de tensiones en la esquina donde inserta el ramal				
(4): tensión no superada por el 85 % de los elementos. Hay pequeñas zonas de plastificación				

Cuadro 4.3: Tensiones máximas obtenidas del cálculo de la hipótesis 2 (máxima presión interna transitoria)

Apéndice A

Resultados en la hipótesis 1: máxima presión interior estática

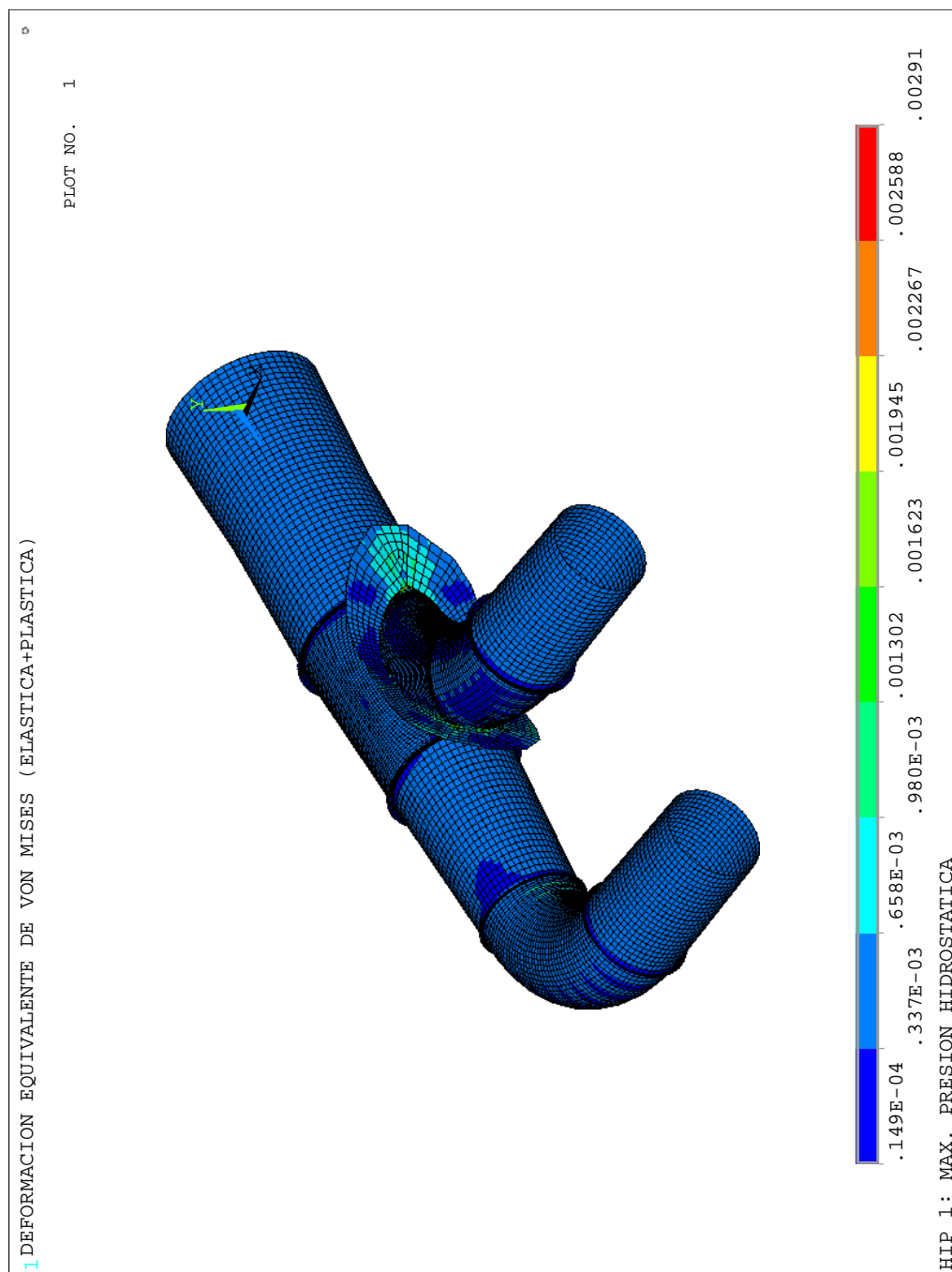


Figura A.1: Hipótesis 1 (presión interior estática). Deformación equivalente de von Mises

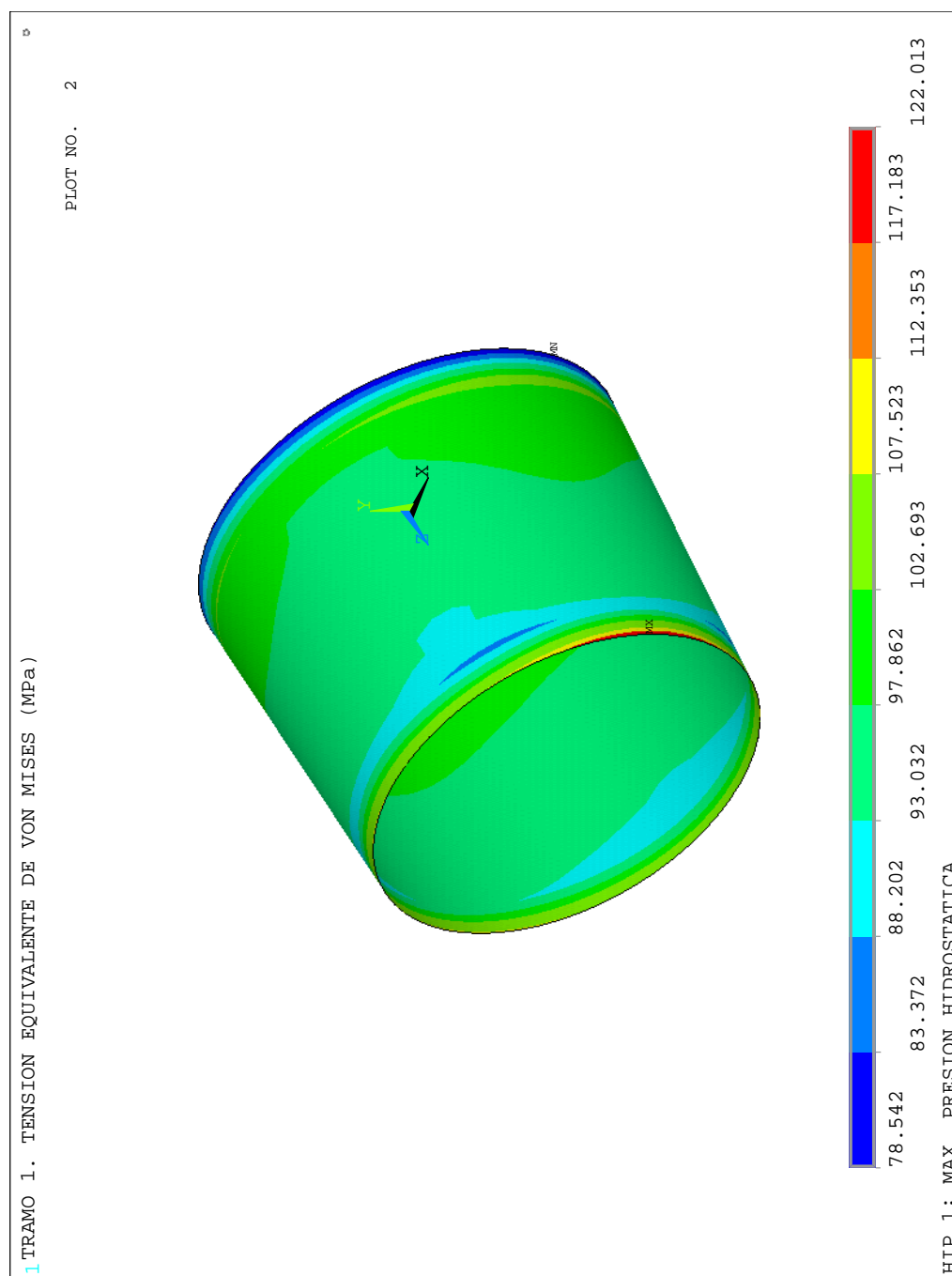


Figura A.2: Hipótesis 1 (presión interior estática). Tensión equivalente de von Mises en tramo 1

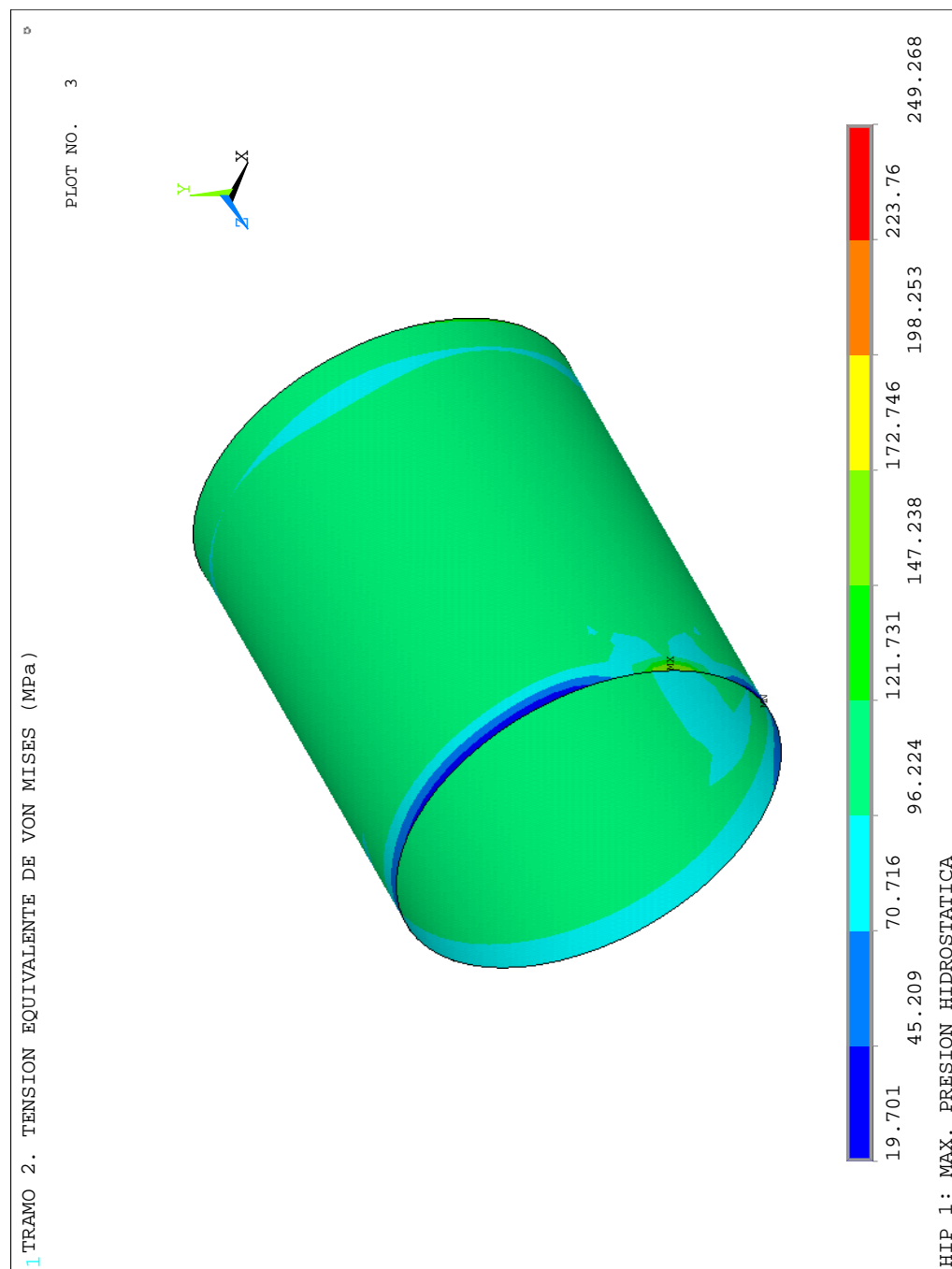


Figura A.3: Hipótesis 1 (presión interior estática). Tensión equivalente de von Mises en tramo 2

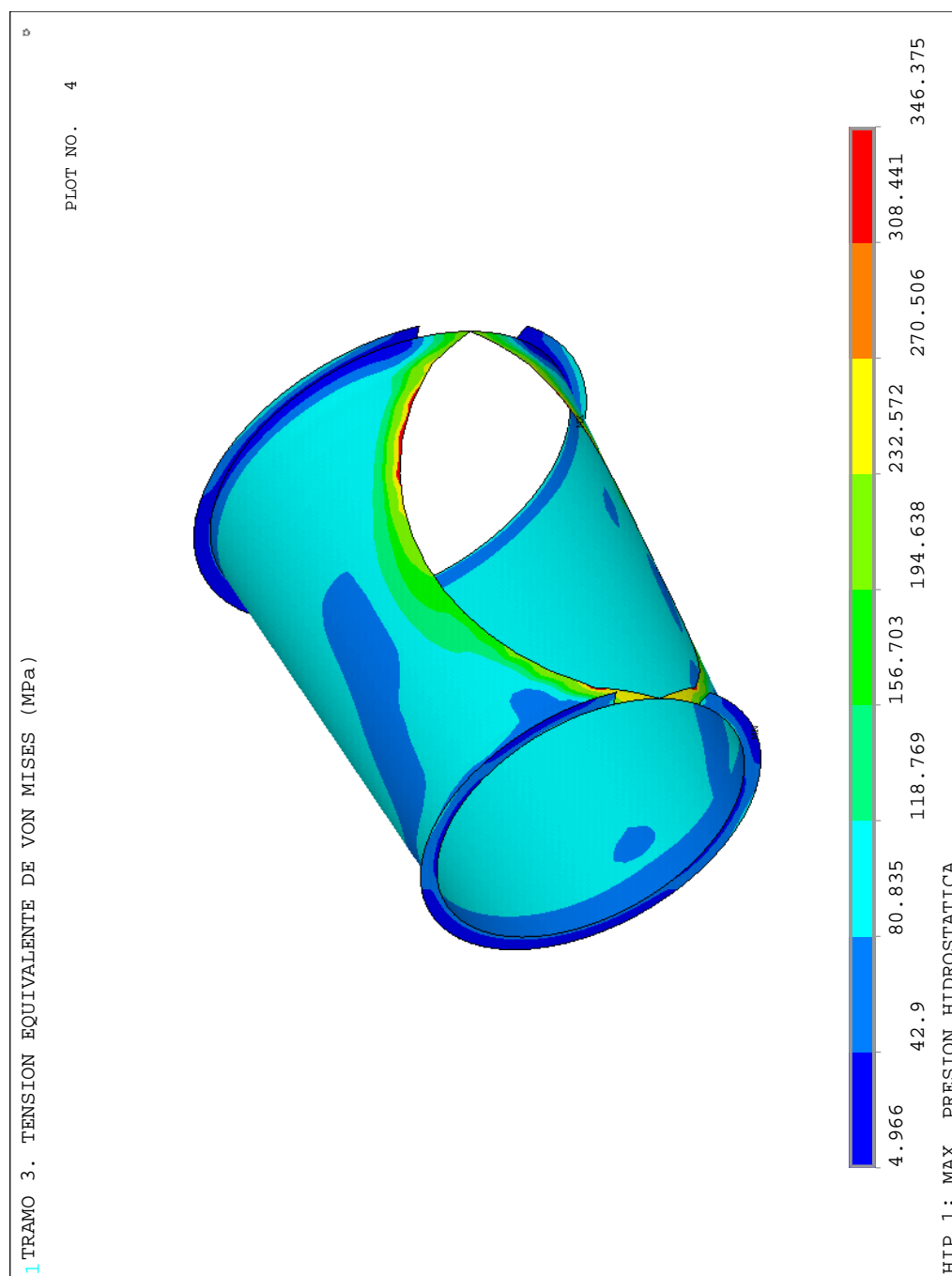


Figura A.4: Hipótesis 1 (presión interior estática). Tensión equivalente de von Mises en tramo 3

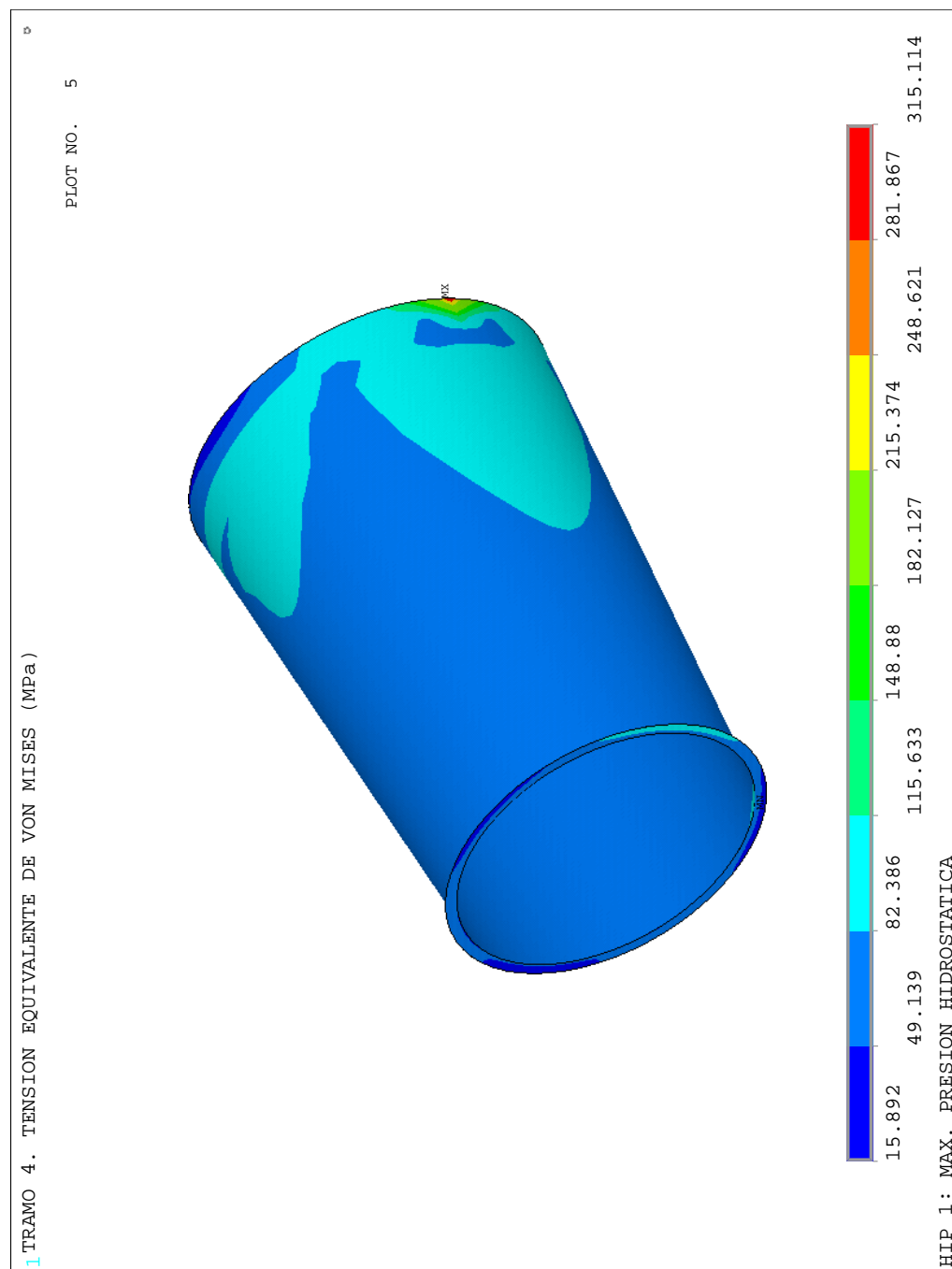


Figura A.5: Hipótesis 1 (presión interior estática). Tensión equivalente de von Mises en tramo 4

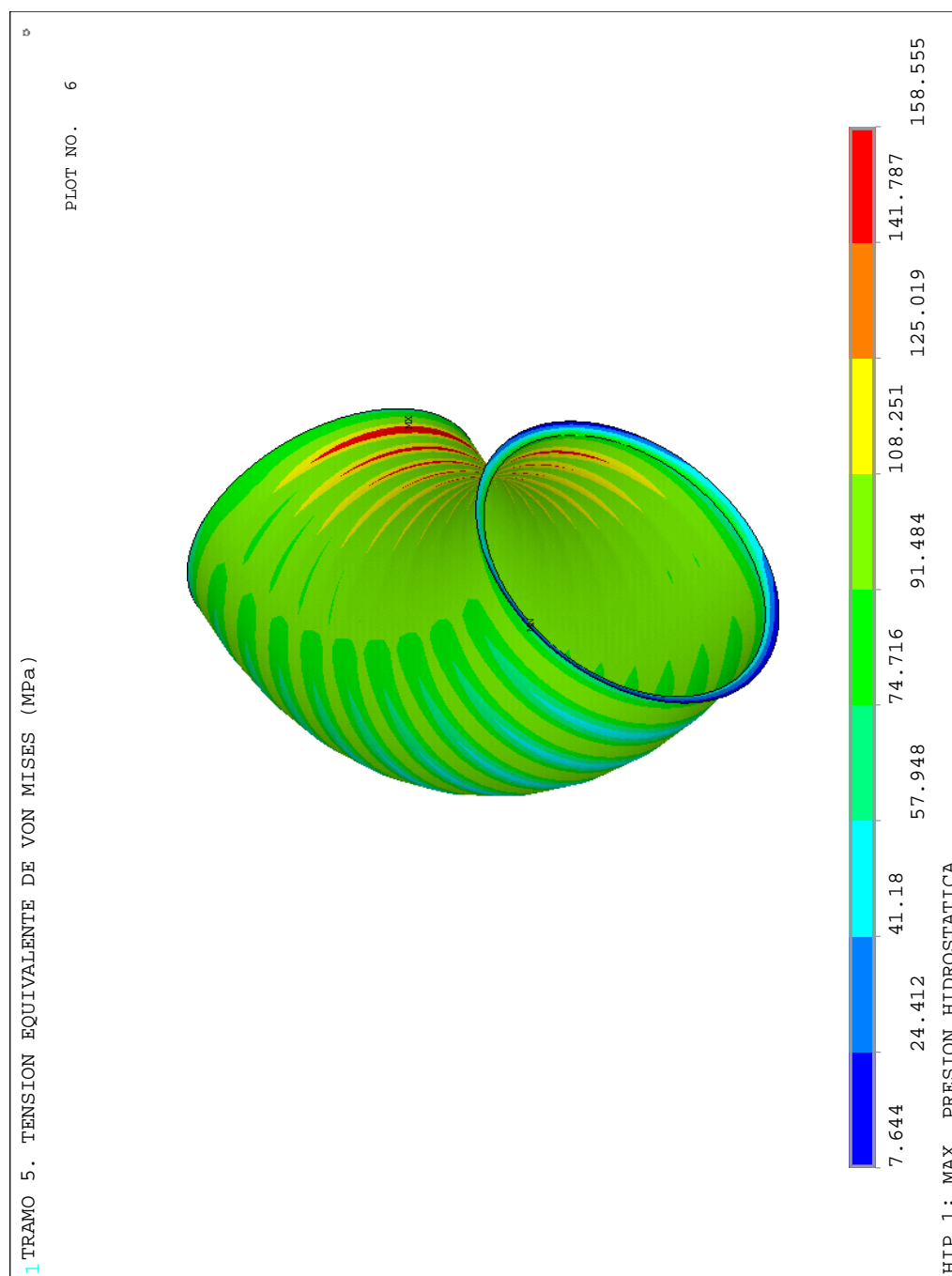


Figura A.6: Hipótesis 1 (presión interior estática). Tensión equivalente de von Mises en tramo 5

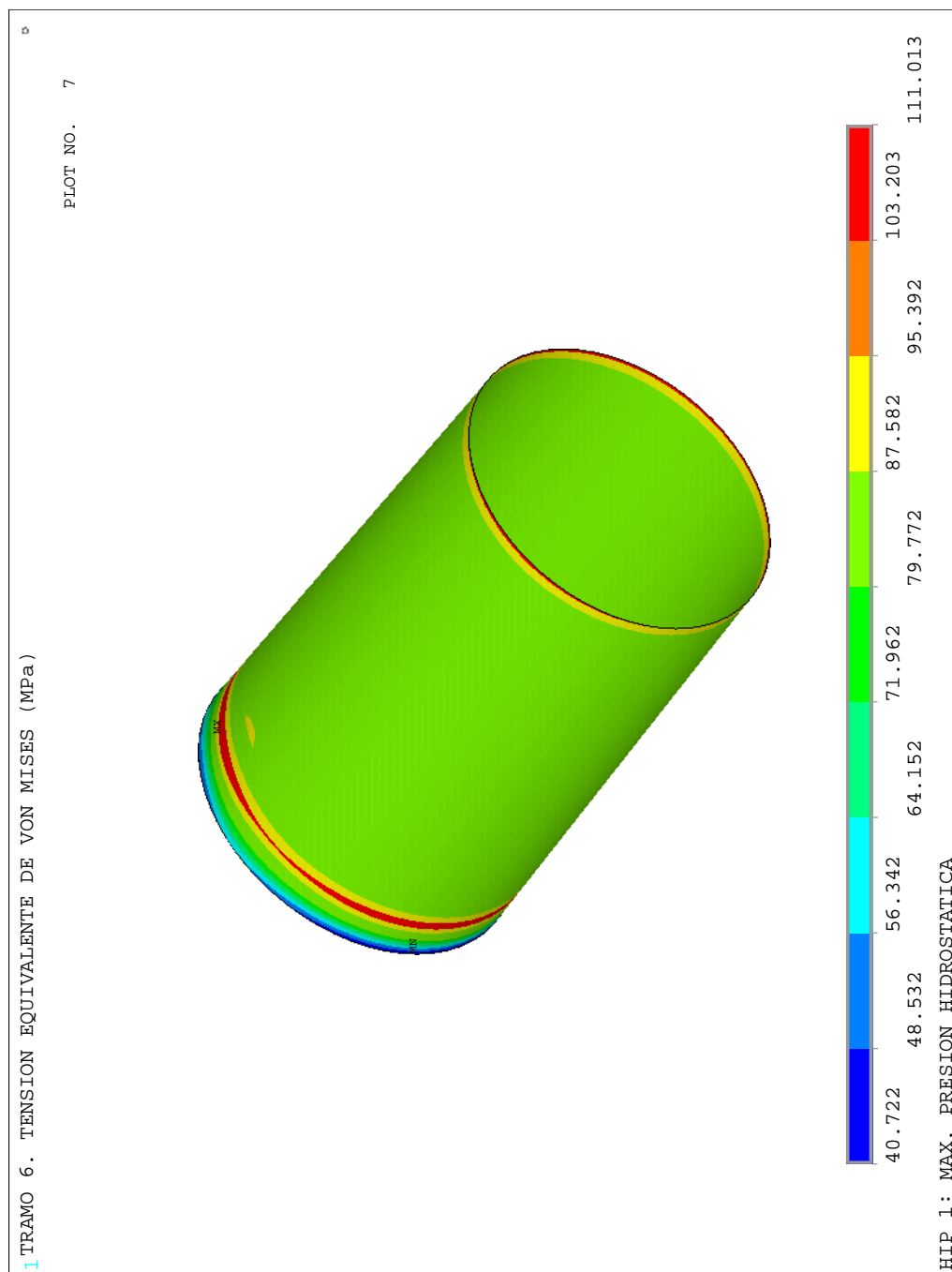


Figura A.7: Hipótesis 1 (presión interior estática). Tensión equivalente de von Mises en tramo 6

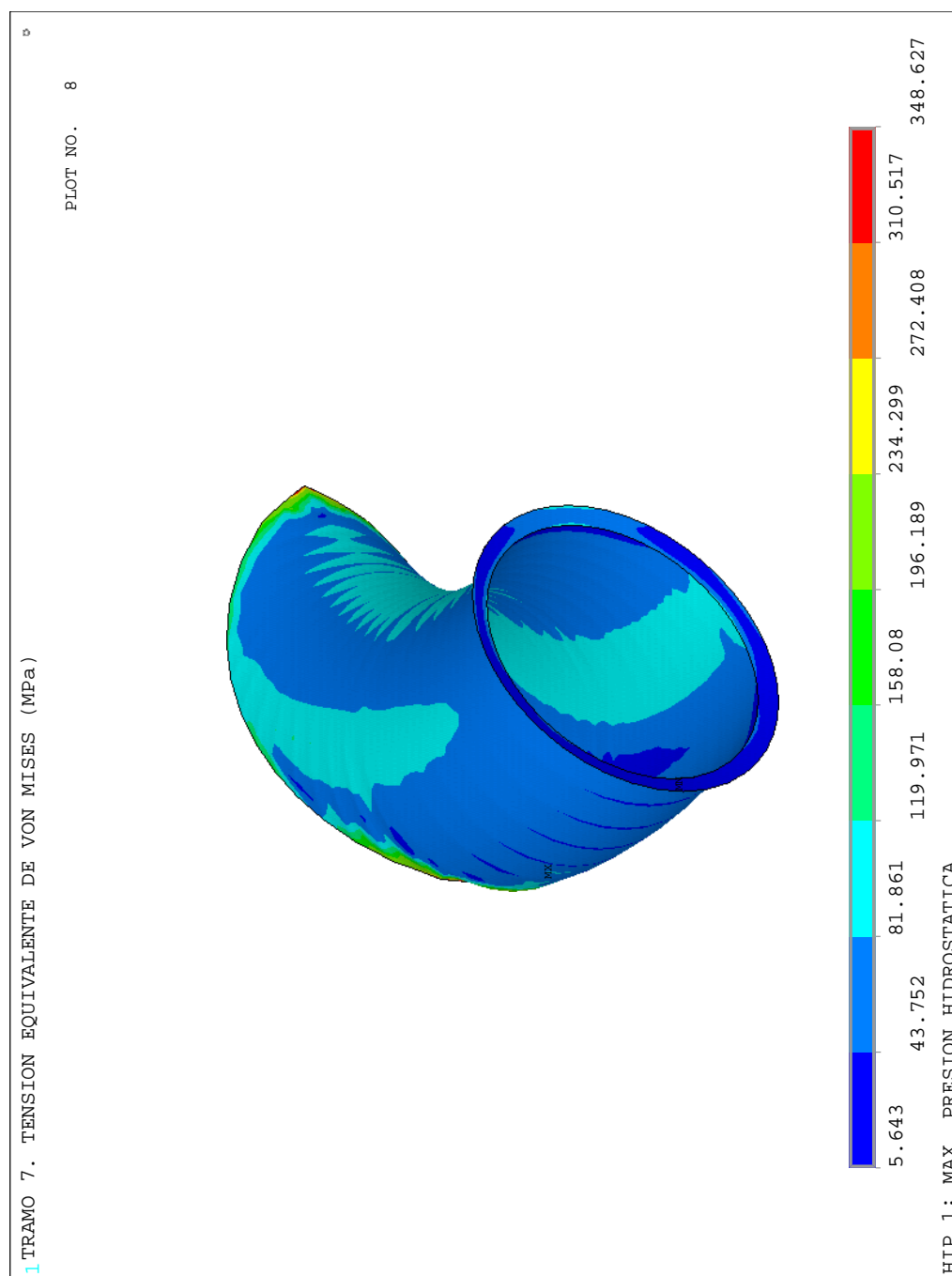


Figura A.8: Hipótesis 1 (presión interior estática). Tensión equivalente de von Mises en tramo 7

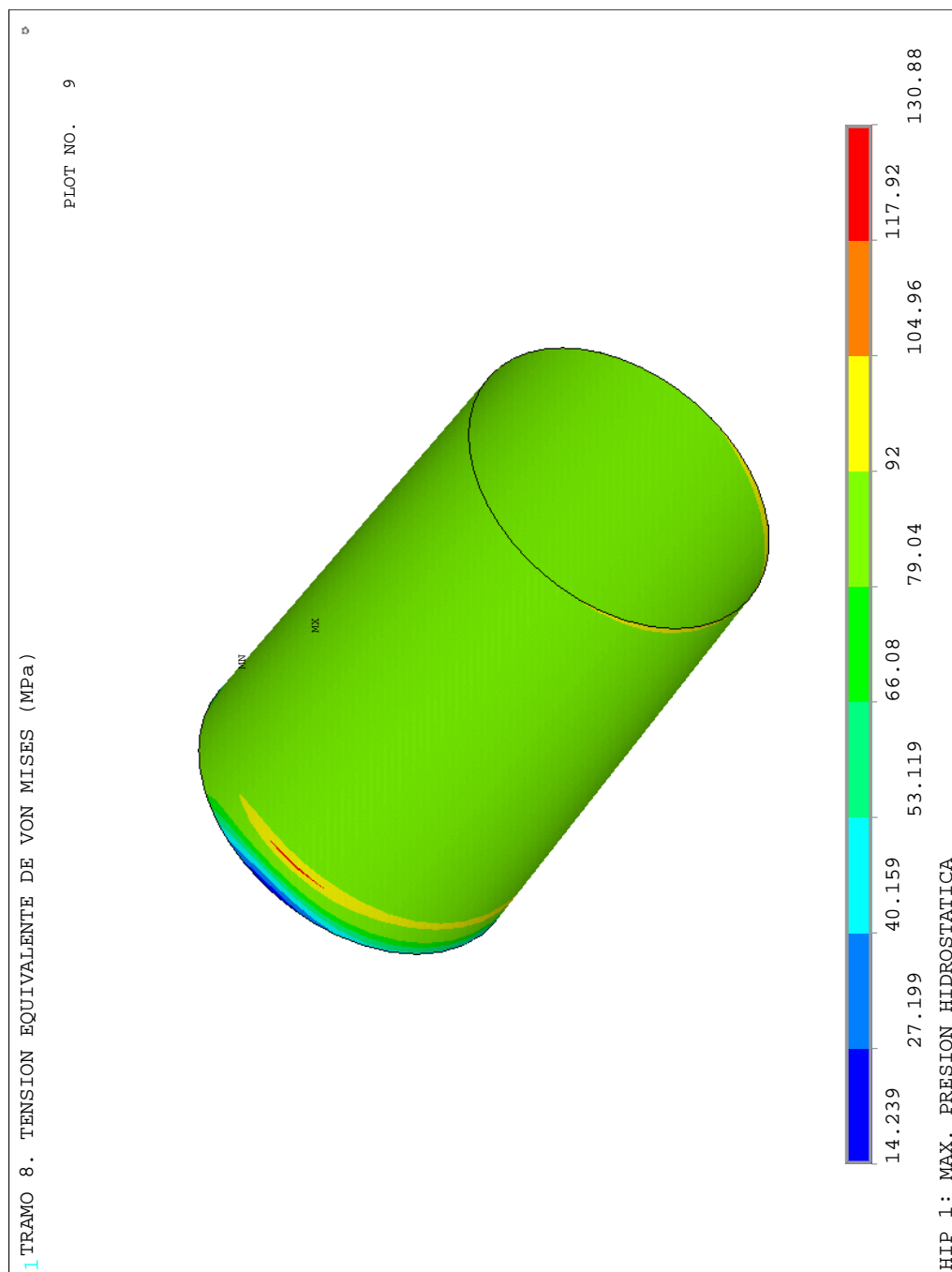


Figura A.9: Hipótesis 1 (presión interior estática). Tensión equivalente de von Mises en tramo 8

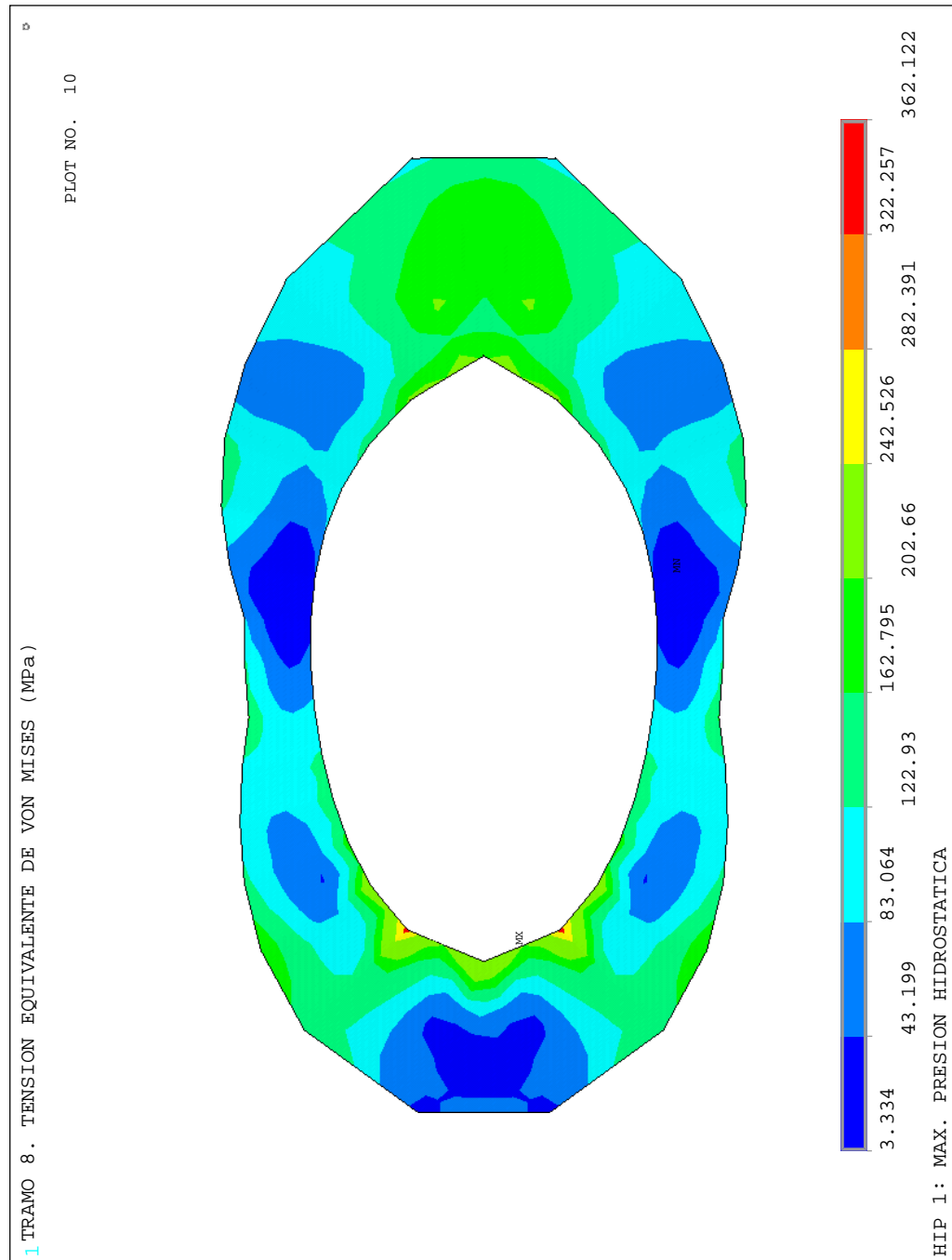


Figura A.10: Hipótesis 1 (presión interior estática). Tensión equivalente de von Mises en refuerzo en ala de monja

Apéndice B

Resultados en la hipótesis 2: máxima presión interior por golpe de ariete

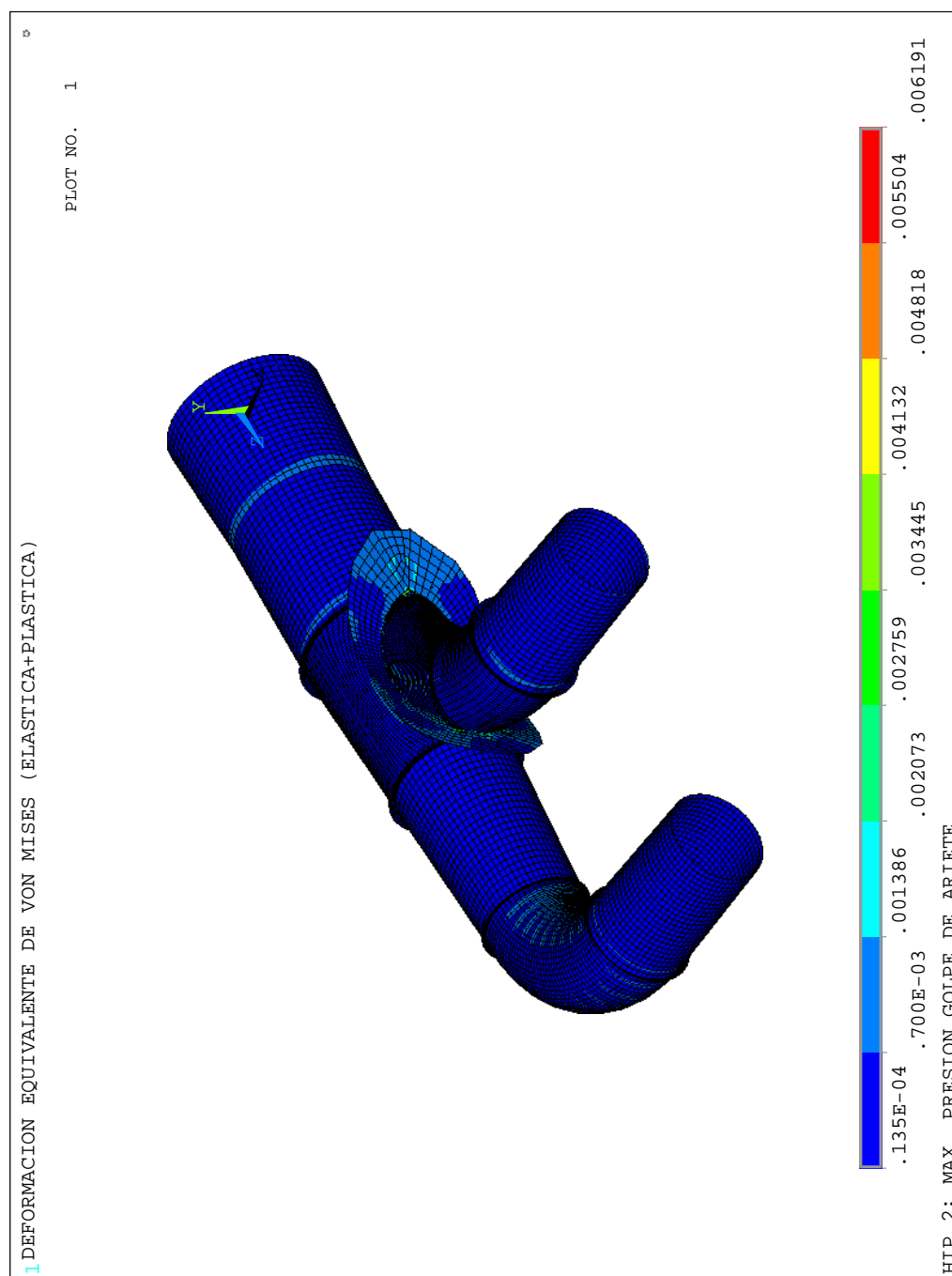


Figura B.1: Hipótesis 2 (presión interior por golpe de ariete). Deformación equivalente de von Mises

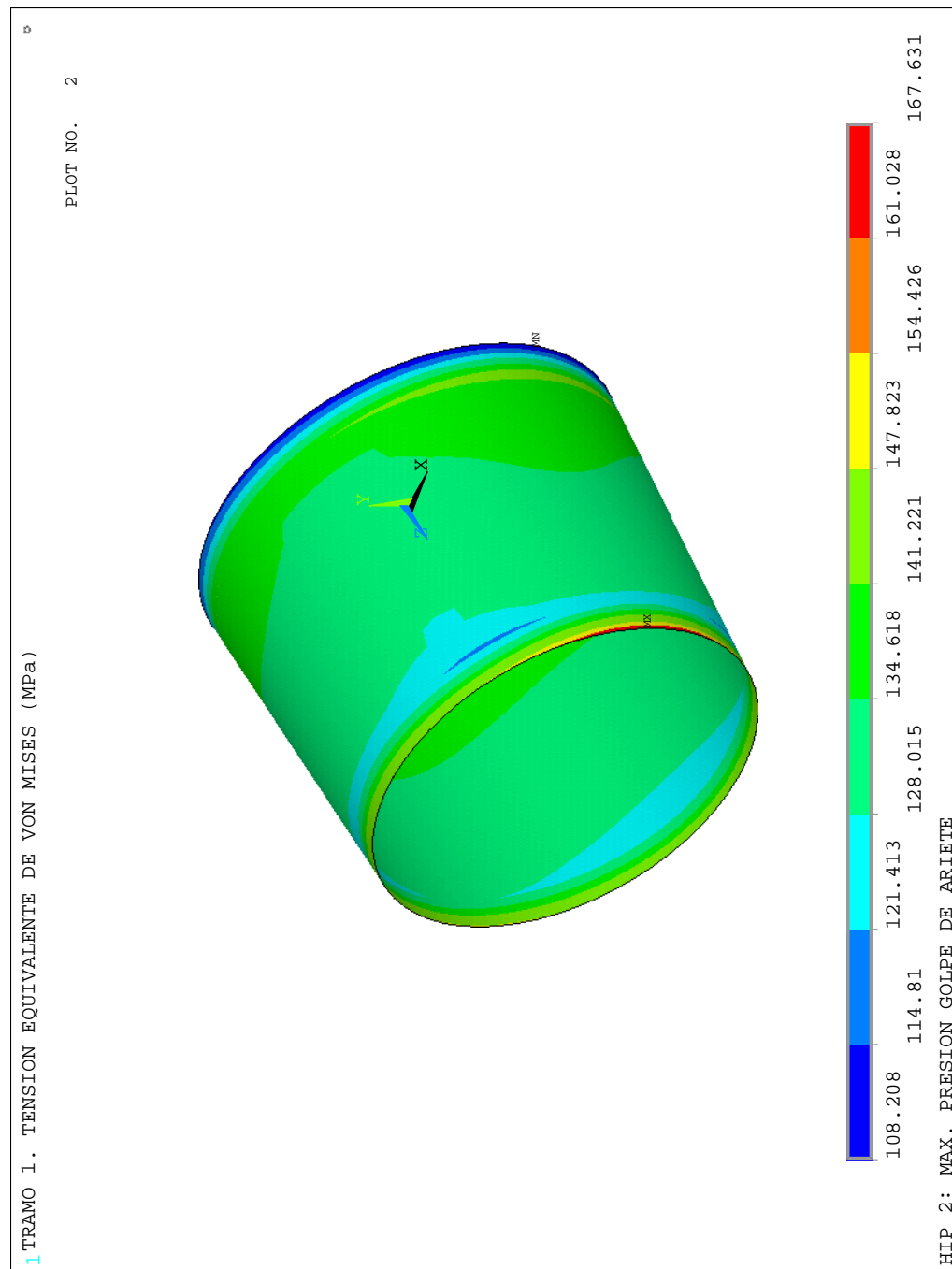


Figura B.2: Hipótesis 2 (presión interior por golpe de ariete). Tensión equivalente de von Mises en tramo 1

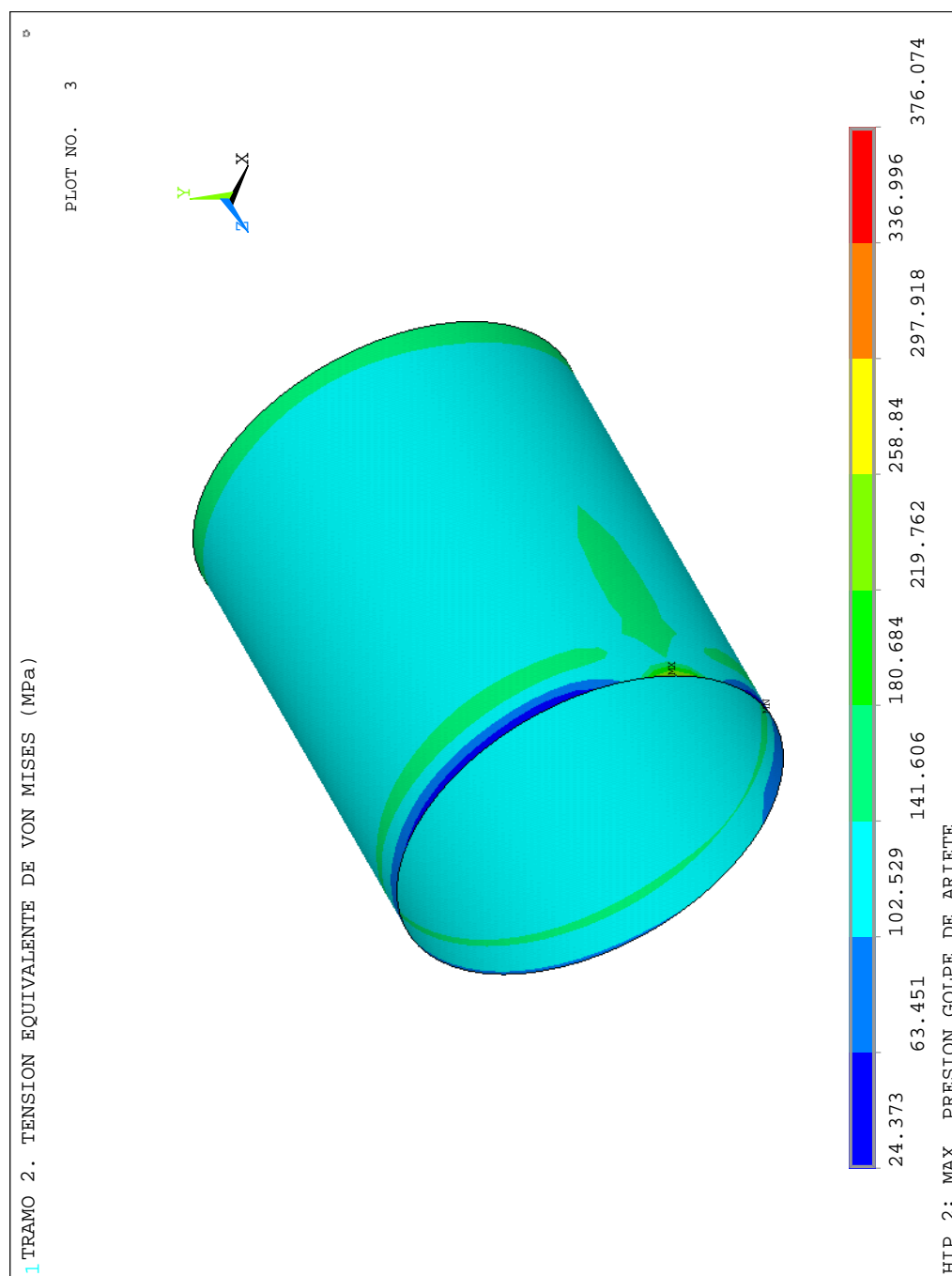


Figura B.3: Hipótesis 2 (presión interior por golpe de ariete). Tensión equivalente de von Mises en tramo 2

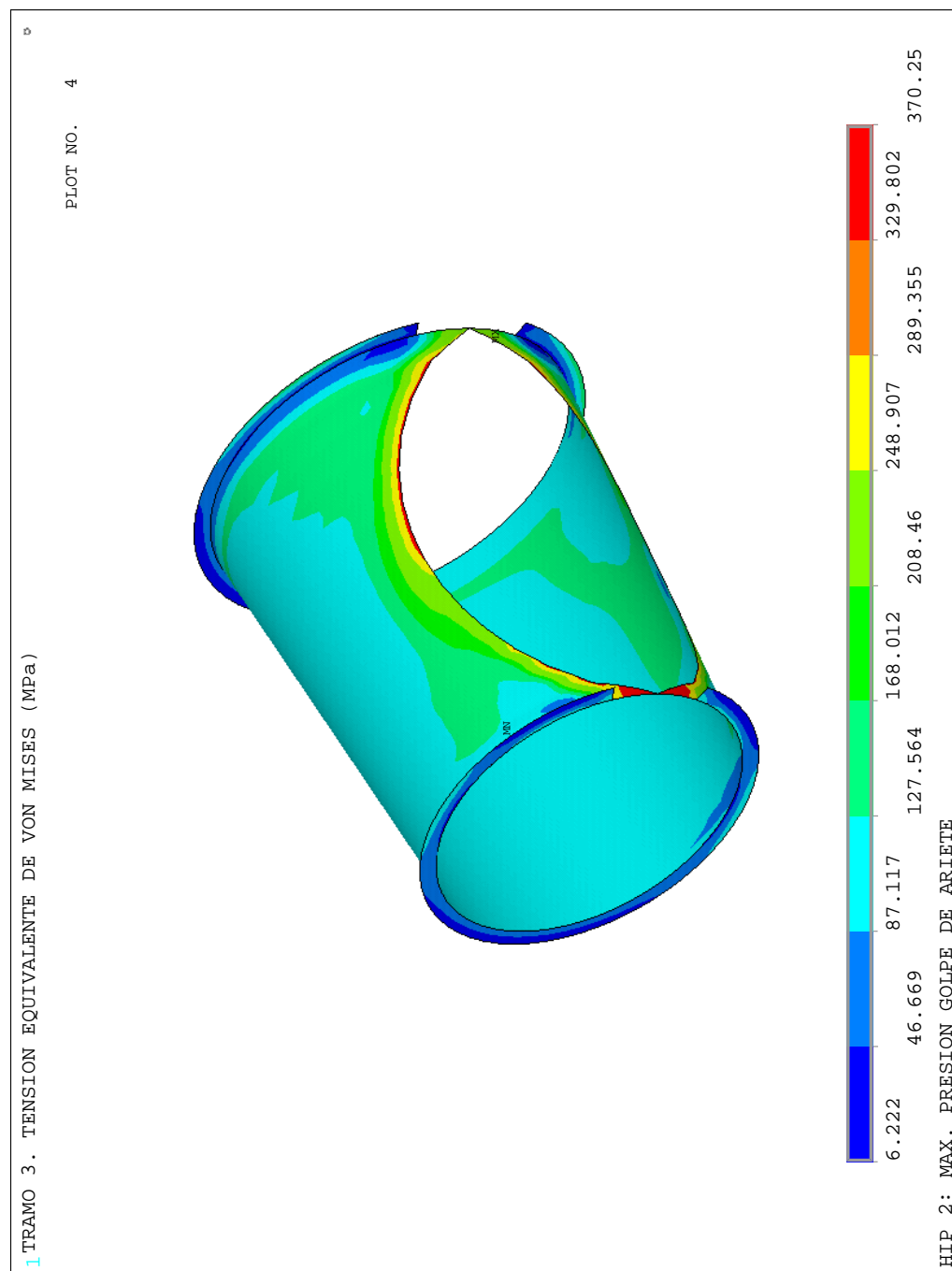


Figura B.4: Hipótesis 2 (presión interior por golpe de ariete). Tensión equivalente de von Mises en tramo 3

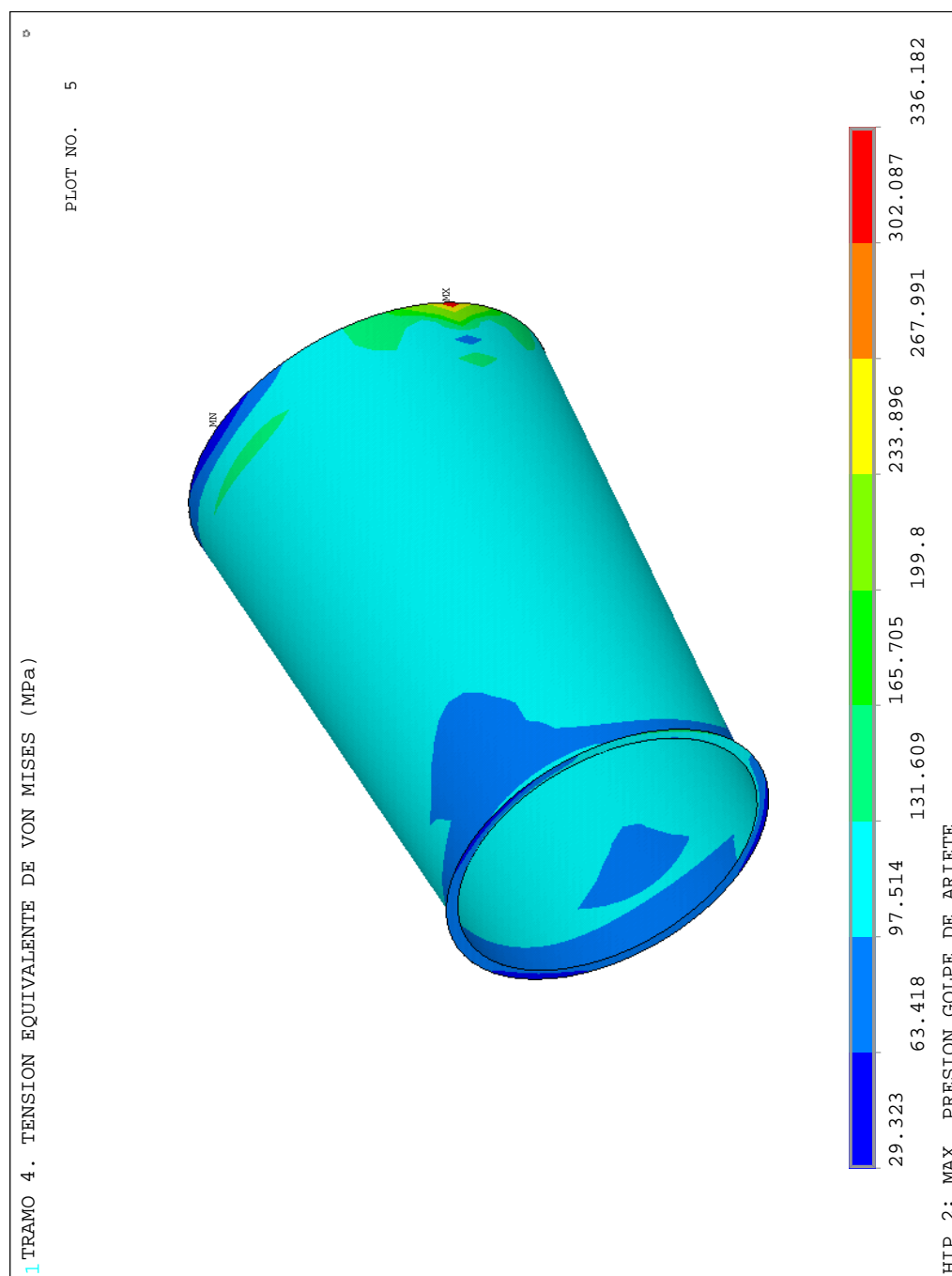


Figura B.5: Hipótesis 2 (presión interior por golpe de ariete). Tensión equivalente de von Mises en tramo 4

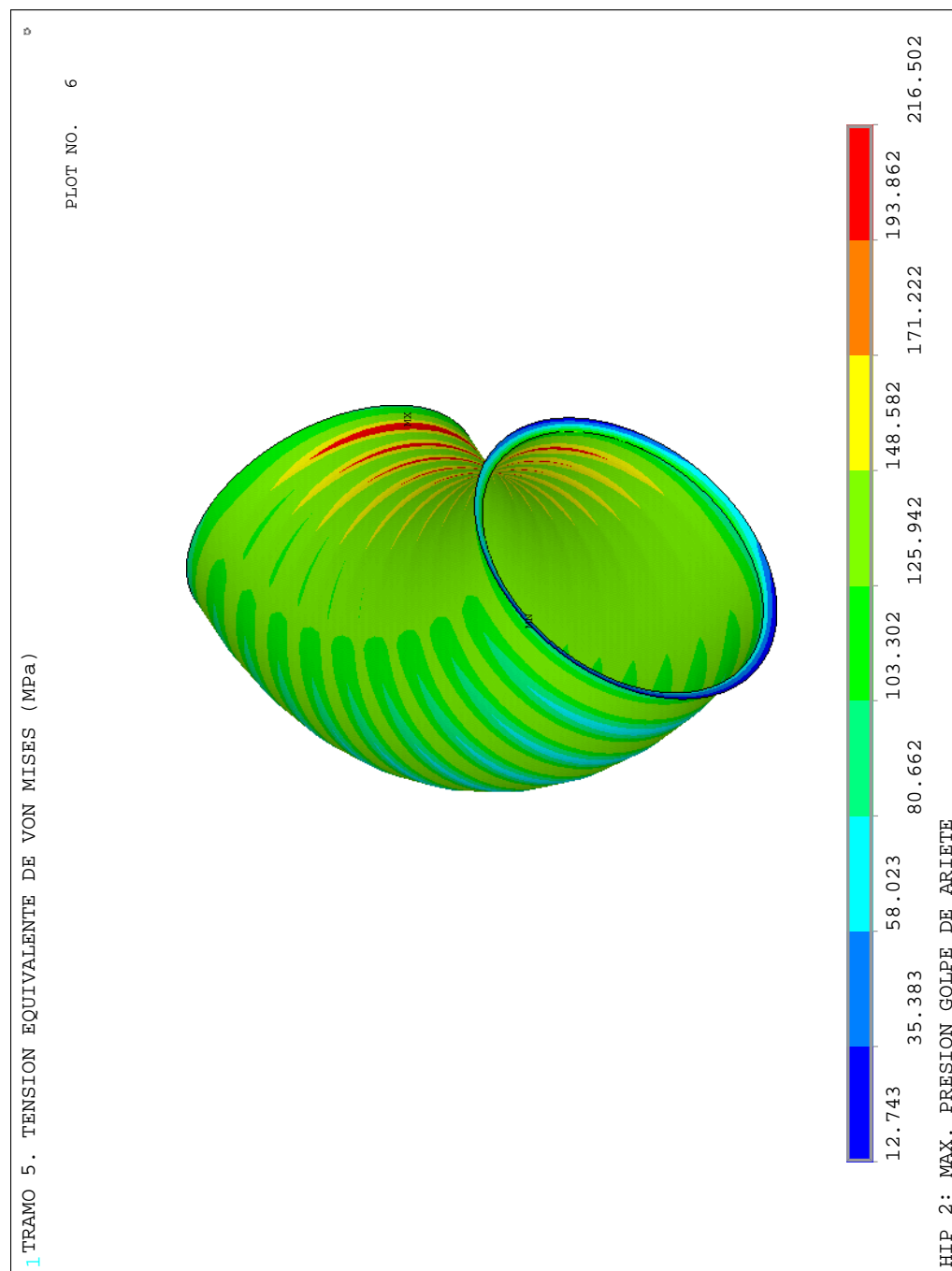


Figura B.6: Hipótesis 2 (presión interior por golpe de ariete). Tensión equivalente de von Mises en tramo 5

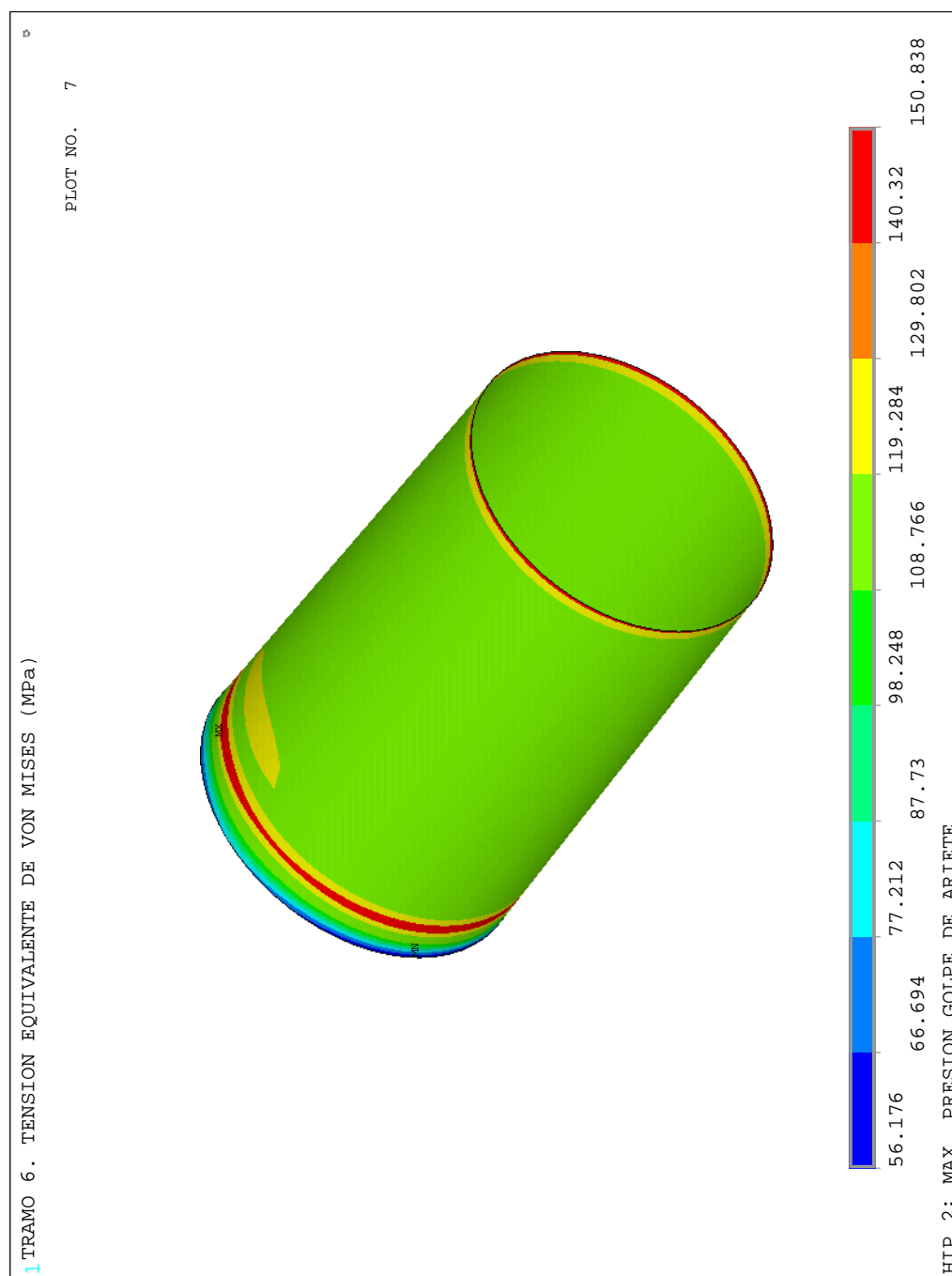


Figura B.7: Hipótesis 2 (presión interior por golpe de ariete). Tensión equivalente de von Mises en tramo 6

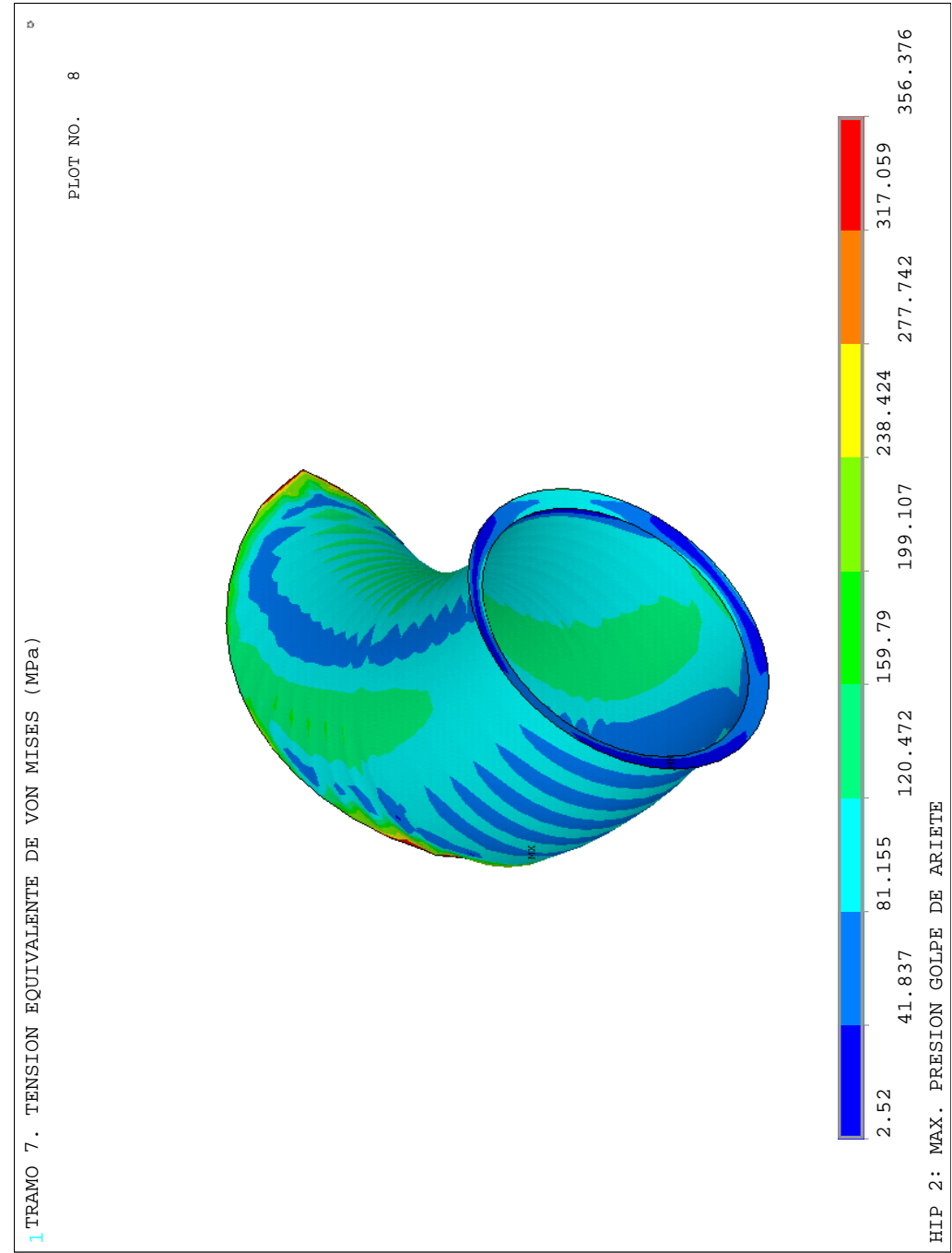


Figura B.8: Hipótesis 2 (presión interior por golpe de ariete). Tensión equivalente de von Mises en tramo 7

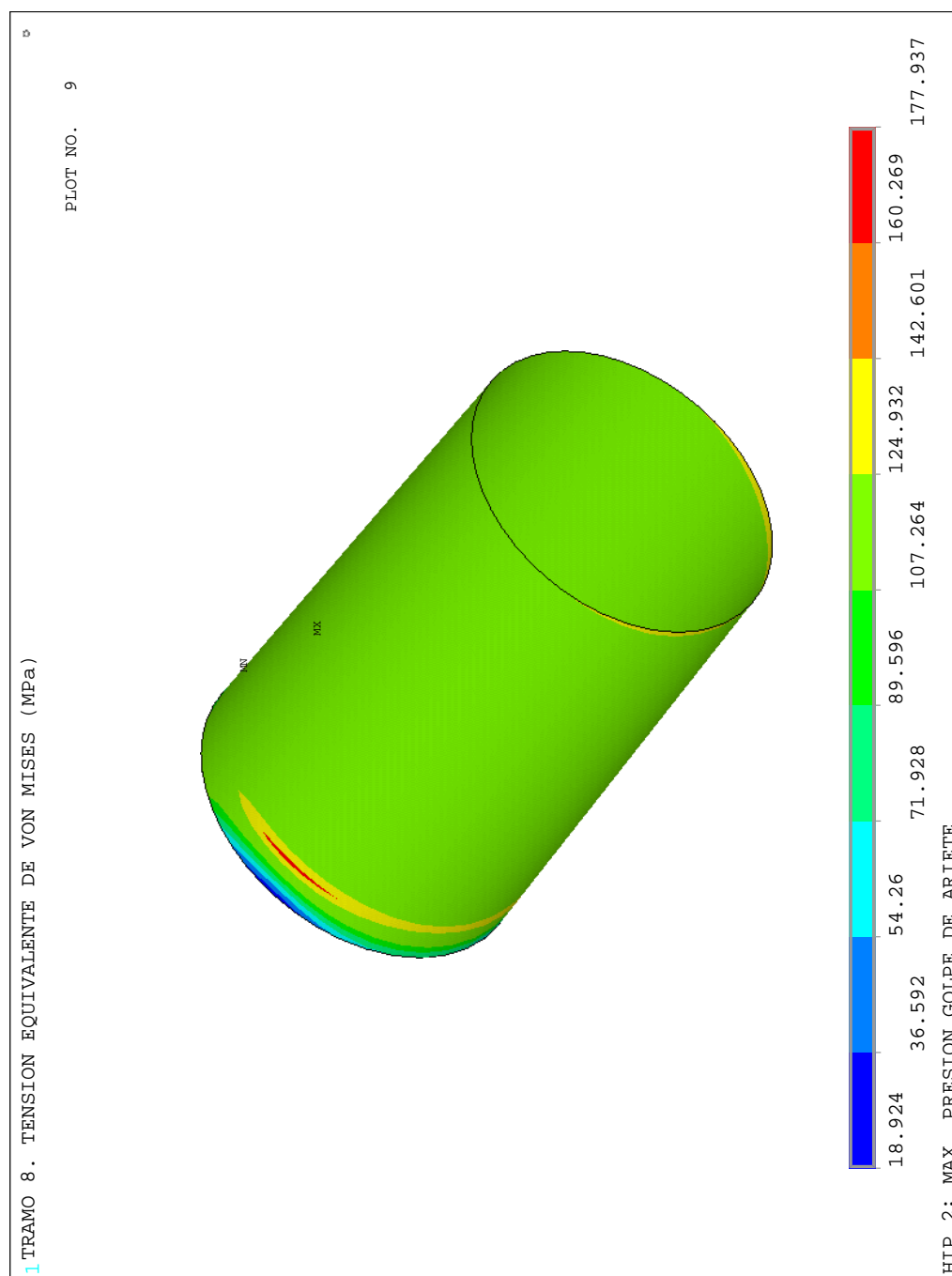


Figura B.9: Hipótesis 2 (presión interior por golpe de ariete). Tensión equivalente de von Mises en tramo 8

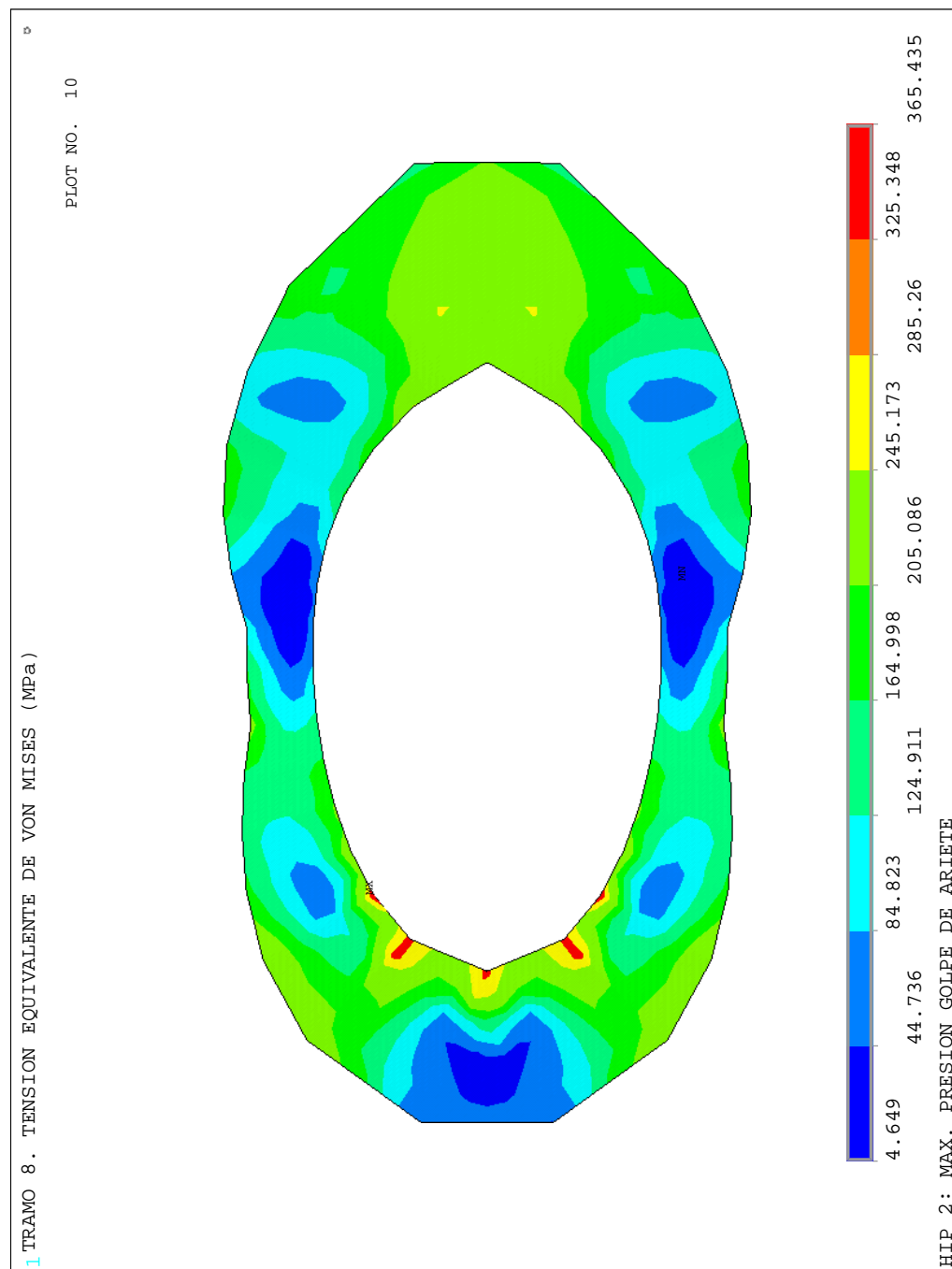


Figura B.10: Hipótesis 2 (presión interior por golpe de ariete). Tensión equivalente de von Mises en refuerzo en ala de monja

Apéndice C

Resultados en la hipótesis 3: máxima presión exterior

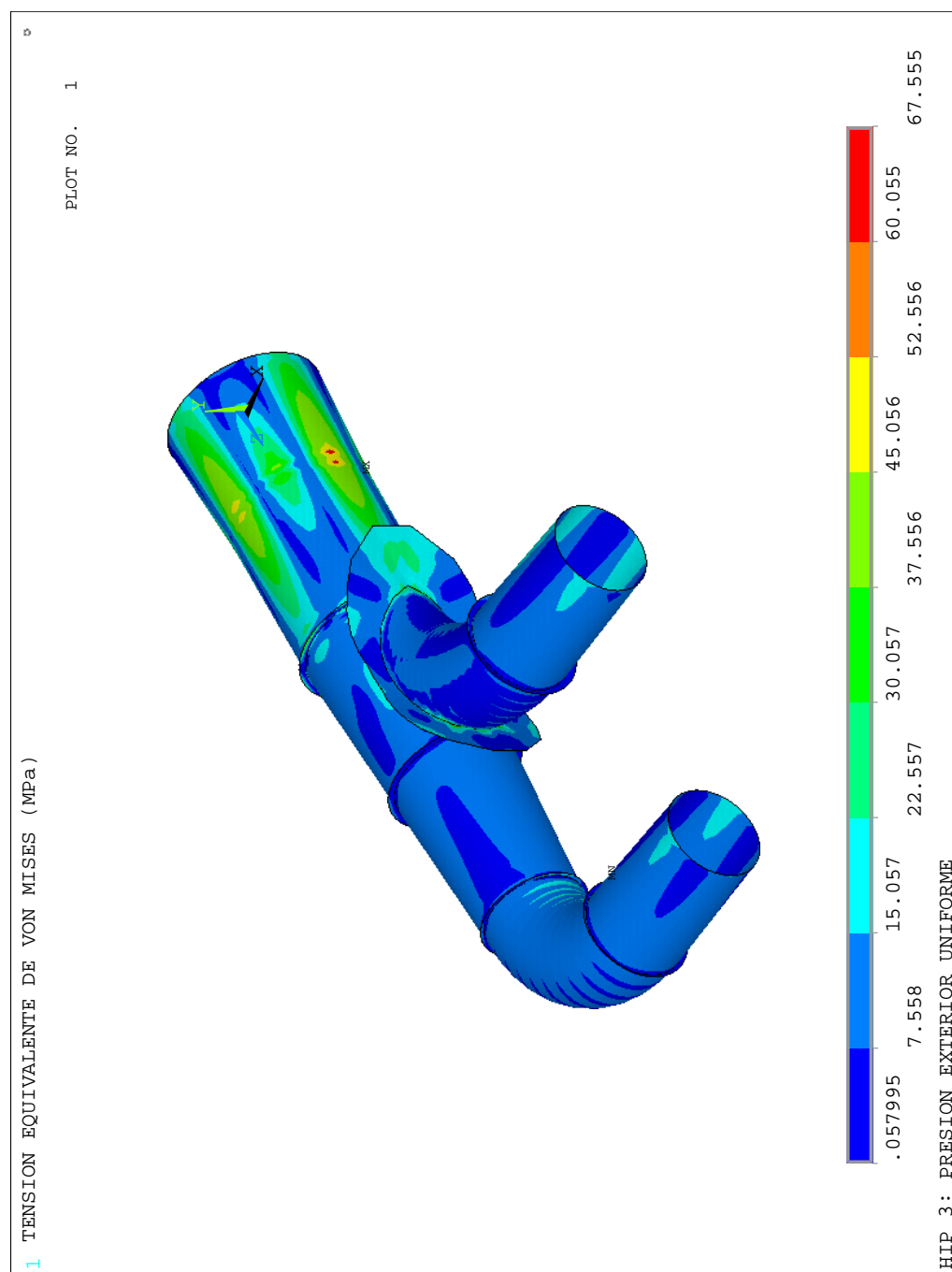


Figura C.1: Hipótesis 3 (presión exterior - carga uniforme). Tensión equivalente de von Mises (MPa)

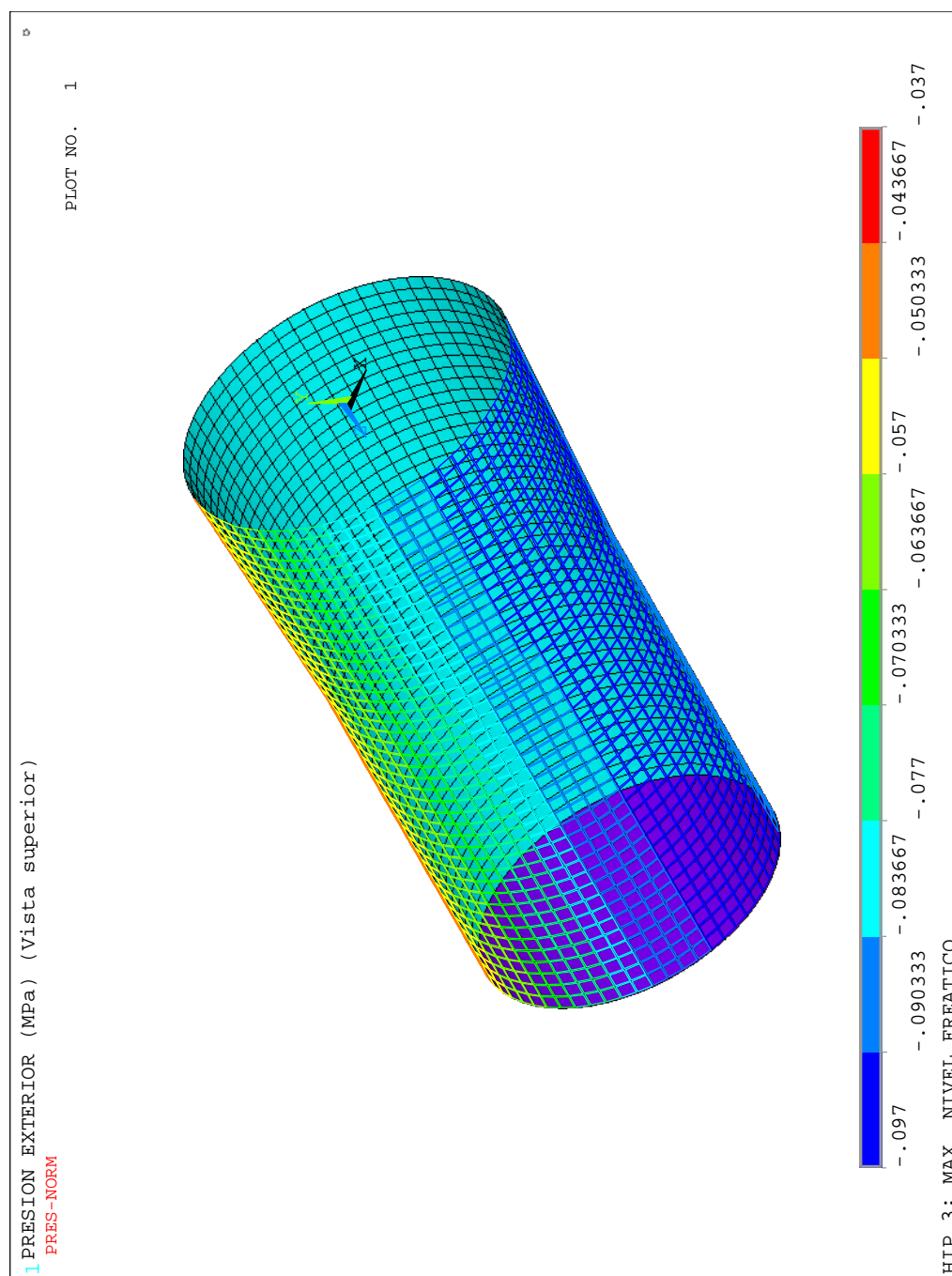


Figura C.2: Hipótesis 3 (presión exterior - gradiente de presión). Estado de carga (vista superior)

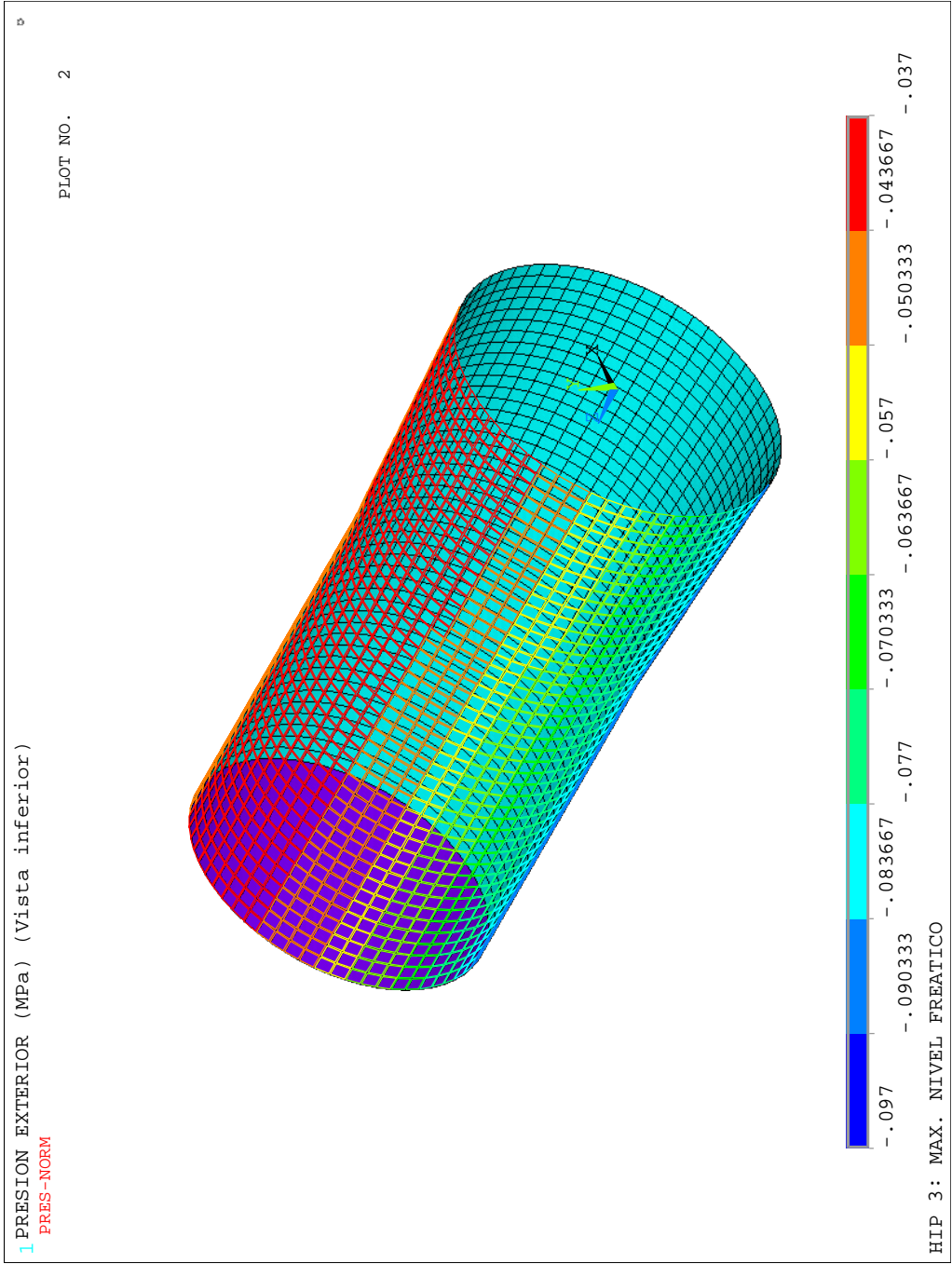


Figura C.3: Hipótesis 3 (presión exterior - gradiente de presión). Estado de carga (vista inferior)

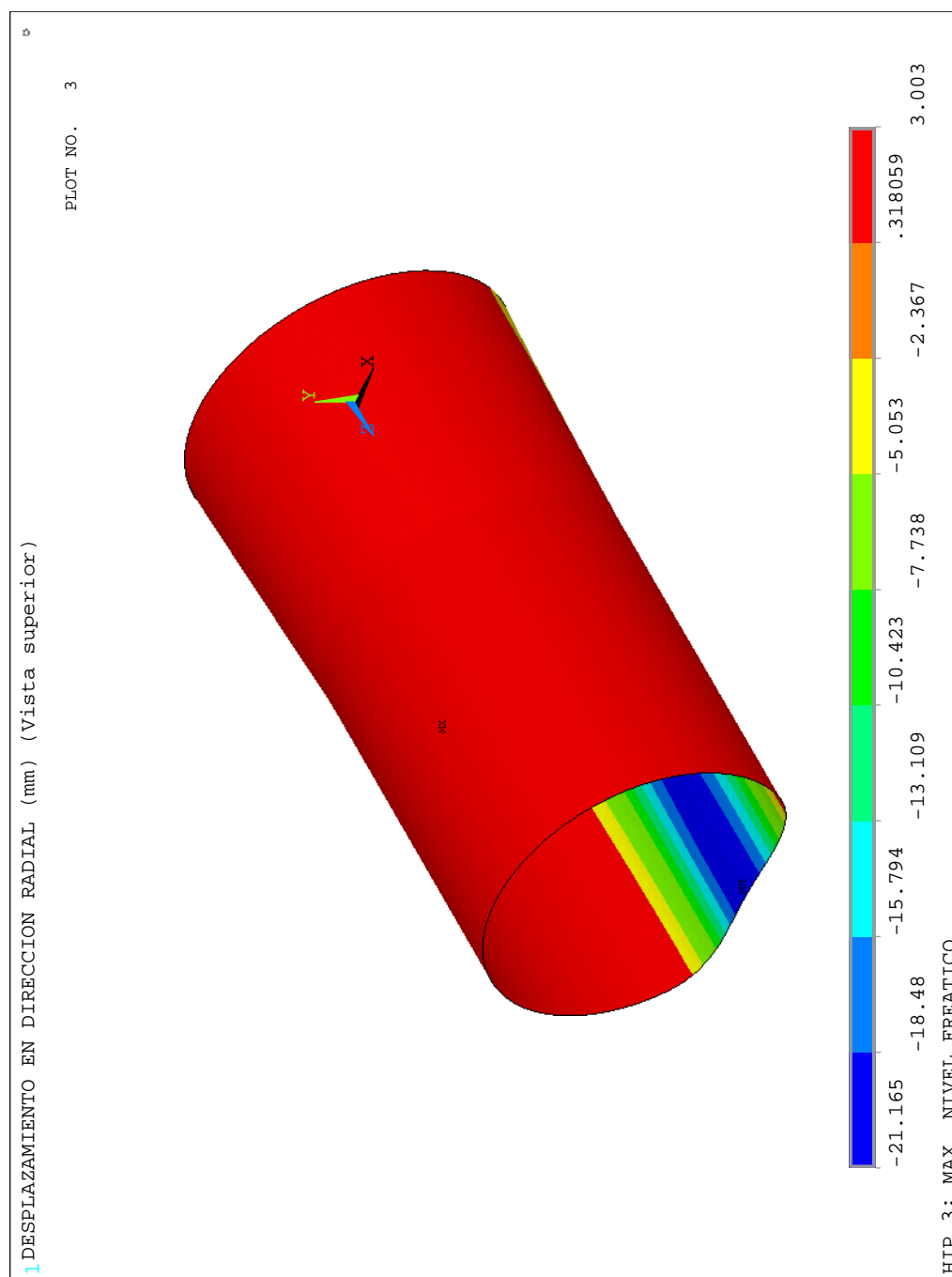


Figura C.4: Hipótesis 3 (presión exterior - gradiente de presión). Desplazamientos en dirección radial (mm) (vista superior)

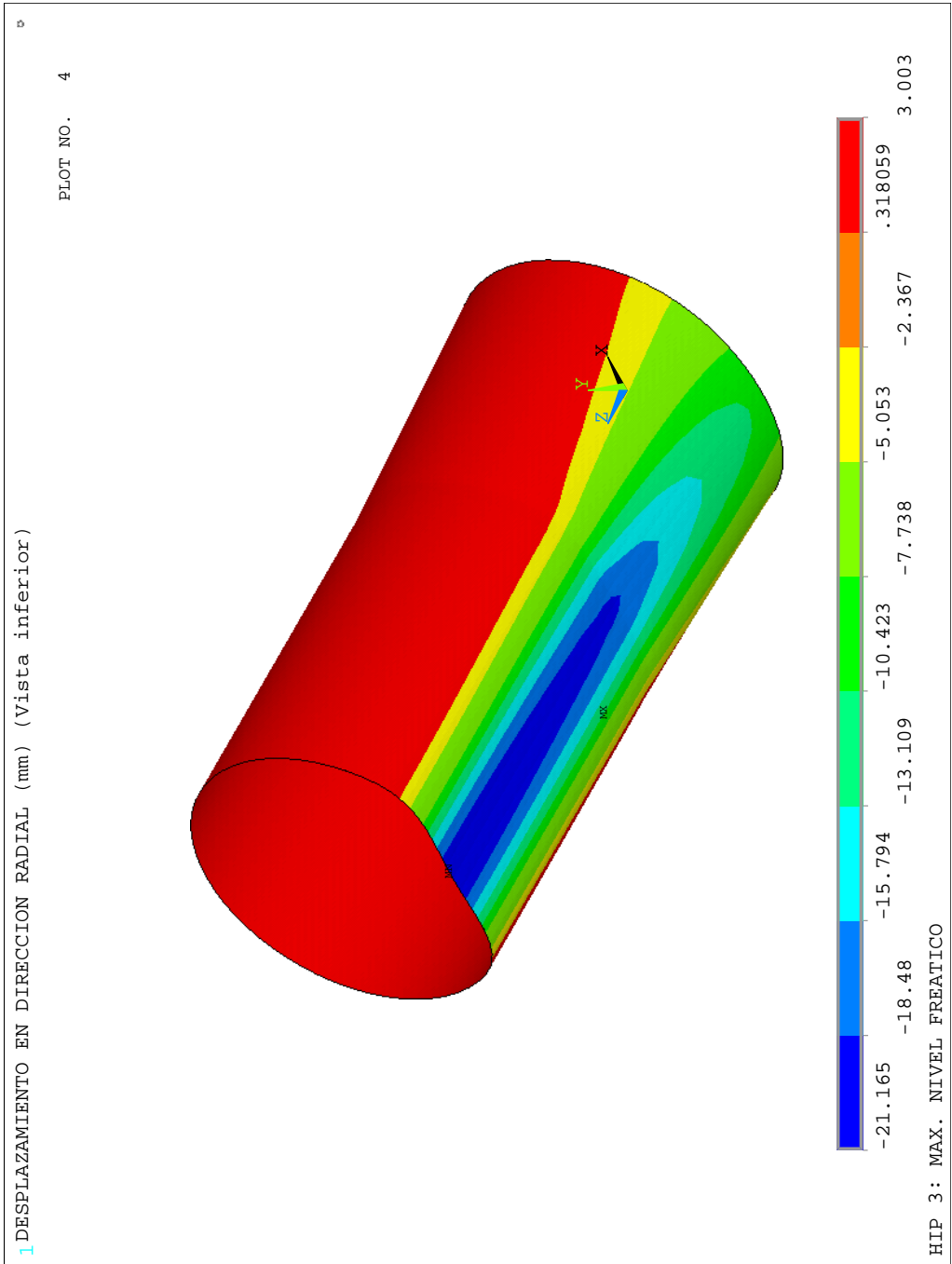


Figura C.5: Hipótesis 3 (presión exterior - gradiente de presión). Desplazamientos en dirección radial (mm) (vista inferior)

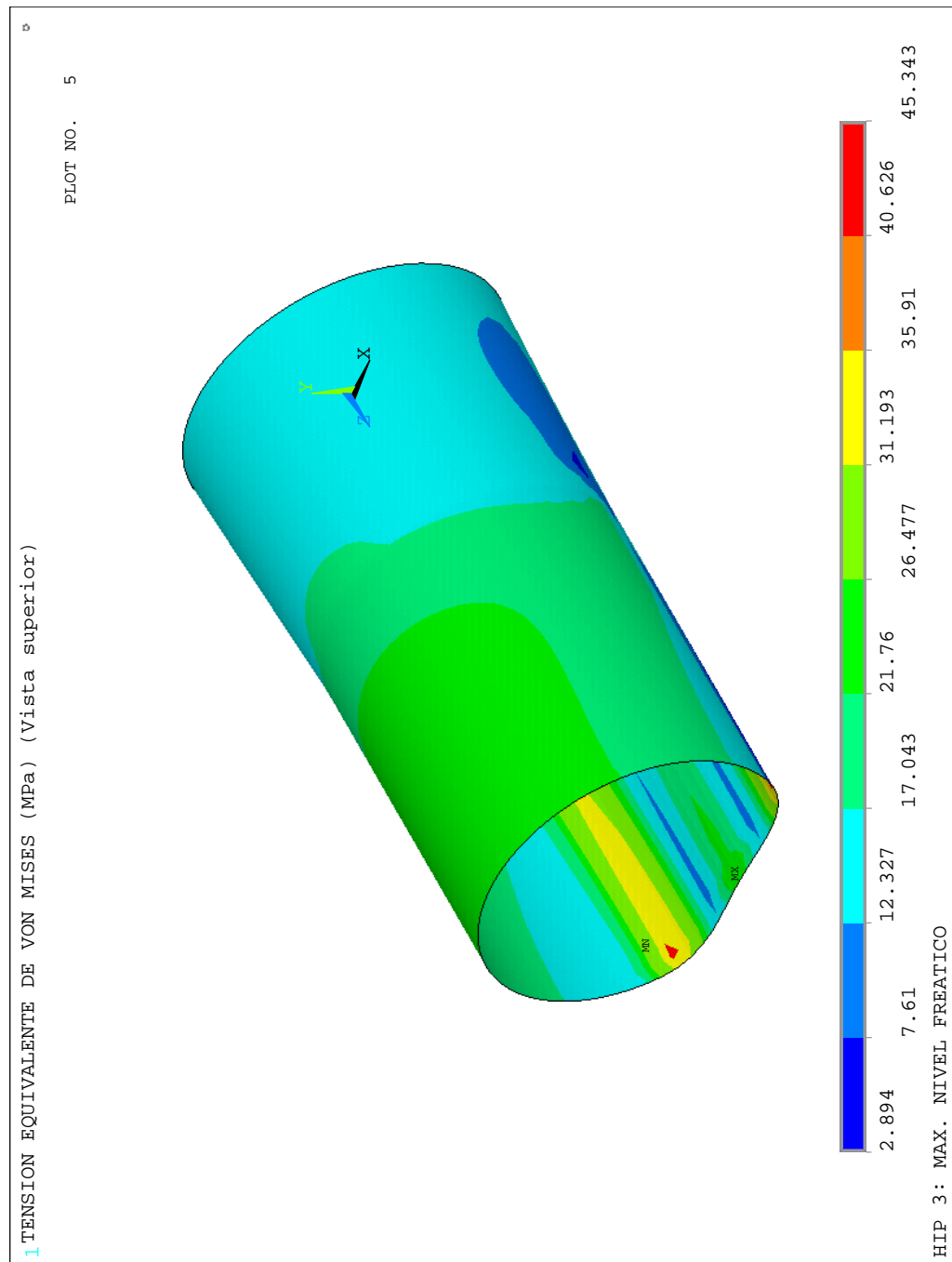


Figura C.6: Hipótesis 3 (presión exterior - gradiente de presión). Tensión equivalente de von Mises (MPa) (vista superior)

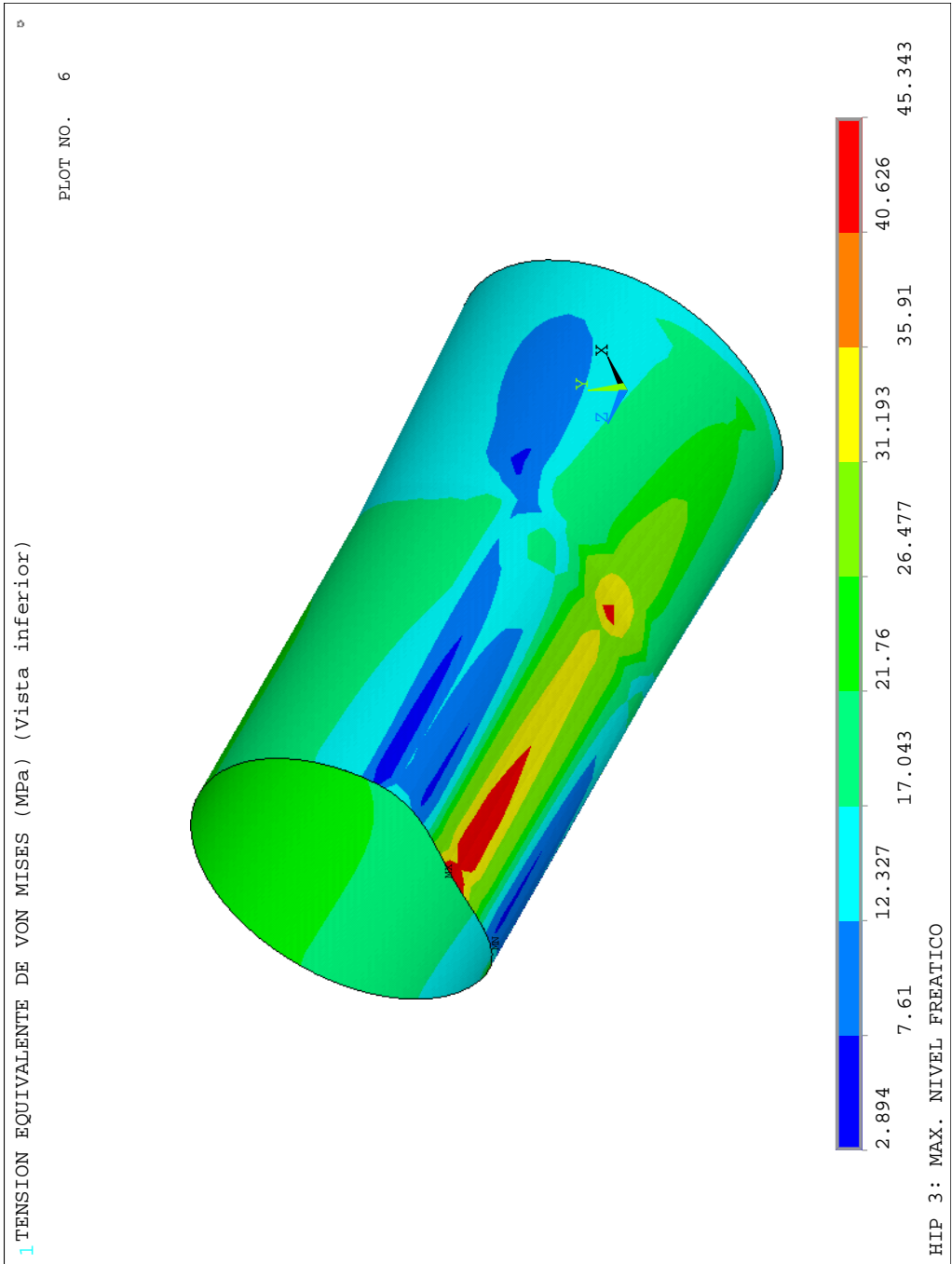


Figura C.7: Hipótesis 3 (presión exterior - gradiente de presión). Tensión equivalente de von Mises (MPa) (vista inferior)