



UNIVERSIDAD
NACIONAL
DE COLOMBIA

Modelo Meso-Mecánico del Proceso de Fractura del Concreto Simple

Marco Antonio Amaya Arciniegas

Universidad Nacional de Colombia
Facultad de Ingeniería, Ingeniería Civil - Maestría en Ingeniería – Estructuras
Bogotá D.C., Colombia
2021

Modelo Meso-Mecánico del Proceso de Fractura del Concreto Simple

Marco Antonio Amaya Arciniegas

Tesis de investigación presentada como requisito parcial para optar al título de:
Magister en Ingeniería - Estructuras

Director:
Ph.D., Dorian Luis Linero Segrera

Línea de investigación en Análisis Estructural
Grupo de Investigación Análisis, Diseño y Materiales – GIES

Universidad Nacional de Colombia
Facultad de Ingeniería, Ingeniería Civil - Maestría en Ingeniería – Estructuras
Bogotá D.C., Colombia
2021

Al honorable lector.

Declaración de obra original

Yo declaro lo siguiente:

He leído el Acuerdo 035 de 2003 del Consejo Académico de la Universidad Nacional. «Reglamento sobre propiedad intelectual» y la Normatividad Nacional relacionada al respeto de los derechos de autor. Esta disertación representa mi trabajo original, excepto donde he reconocido las ideas, las palabras, o materiales de otros autores.

Cuando se han presentado ideas o palabras de otros autores en esta disertación, he realizado su respectivo reconocimiento aplicando correctamente los esquemas de citas y referencias bibliográficas en el estilo requerido.

He obtenido el permiso del autor o editor para incluir cualquier material con derechos de autor (por ejemplo, tablas, figuras, instrumentos de encuesta o grandes porciones de texto).

Por último, he sometido esta disertación a la herramienta de integridad académica, definida por la universidad.

Marco Antonio Amaya Arciniegas

Marco Antonio Amaya Arciniegas

Fecha 10/03/2021

Resumen

Modelo Meso-Mecánico del Proceso de Fractura del Concreto Simple

La presente investigación tiene como objetivo formular, implementar y validar un modelo numérico que represente el proceso de fractura en el concreto simple, considerándolo un material compuesto, conformado por agregados gruesos, embebidos en una matriz de mortero. La definición de los dominios de los materiales constituyentes del concreto fue realizada a una escala mesoscópica, formulando e implementado un procedimiento numérico que ubica las esferas de agregado dentro de un cilindro de mortero. Dada la fracción de volumen y la granulometría del agregado grueso, este procedimiento determina la distribución de conjuntos de partículas esféricas de diferente diámetro en la matriz de mortero de forma aleatoria.

El proceso de fractura del concreto se describe mediante el criterio de fallo de William – Warnke y el modelo material de Microplanos, los cuales han sido formulados en el método de los elementos finitos, considerando deformaciones infinitesimales y cargas estáticas. Se simuló el ensayo estandarizado de compresión de cilindros de concreto con 20% de participación volumétrica del agregado, considerando agregado grueso de arenisca o de caliza blanda, y 20 distribuciones granulométricas aleatorias.

Como resultado se obtuvo la evolución de la fractura del mortero y el agregado, y la respuesta mecánica del concreto. Lo anterior permitió: identificar la inclinación de la fisura a escala macroscópica, observar las zonas de compresión triaxial y los conos de corte, y definir una ecuación del módulo de elasticidad del concreto en función de los respectivos módulos de sus componentes.

Palabras clave: Método de los elementos finitos, comportamiento mecánico del concreto, mecánica de la fractura, modelos mesoscópicos, criterio de william-warnke, modelo de microplanos.

Abstract

Meso-mechanical model of the fracture process of unreinforced concrete

The present research aims to formulate, implement and validate a numerical model that represents the fracture process in simple concrete, considering it a composite material, made up of coarse aggregates, embedded in a mortar matrix. The definition of the domains of the constituent materials of concrete was carried out on a mesoscopic scale, formulating and implementing a numerical procedure that locates the aggregate spheres within a mortar cylinder. Given the volume fraction and the granulometry of the coarse aggregate, this procedure determines the random distribution of sets of spherical particles of different diameter in the mortar matrix.

The concrete fracture process is described by the William - Warnke failure criterion and the Microplanes material model, which have been formulated in the finite element method, considering infinitesimal strain and static loads. The standardized concrete cylinder compression test was simulated with 20% volumetric participation of the aggregate, considering coarse aggregate of sandstone or soft limestone, and 20 random granulometric distributions.

As a result, the fracture evolution of mortar and aggregate was obtained, as well as the mechanical response of the concrete. This allows to: identify the inclination of the crack on a macroscopic scale, observe the triaxial compression zones and shear cones, and define an equation for the elasticity modulus of concrete as a function of the modulus of its components.

Palabras clave: Key words: Finite element method, mechanical behavior of concrete, fracture mechanics, mesoscopic model, william-warnke criteria, microplane model.

Contenido

	Pág.
1.1	Objetivos..... 2
1.2	Justificación..... 2
1.3	Escala de Análisis 3
1.3.1	Escala macroscópica..... 3
1.3.2	Escala microscópica..... 4
1.3.3	Escala mesoscópica y su aplicación a problemas mecánicos 4
2.	Comportamiento mecánico de los agregados gruesos, del mortero y del concreto simple 7
2.1	Generalidades de los agregados gruesos..... 8
2.1.1	Módulo de elasticidad de los agregados gruesos..... 10
2.1.2	Resistencia a la compresión inconfiada de los agregados gruesos 12
2.1.3	Resistencia a la tracción de los agregados gruesos 14
2.2	Generalidades del mortero 14
2.2.1	Módulo de elasticidad del mortero 14
2.2.2	Resistencia a la compresión inconfiada del mortero 15
2.3	Resistencia a la tracción del mortero..... 15
2.4	Generalidades del concreto simple 15
2.4.1	Módulo de elasticidad del concreto..... 15
2.4.2	Resistencia a la compresión inconfiada del concreto..... 16
2.4.3	Resistencia a la tracción del concreto 16
2.5	Tendencias de comportamiento del concreto simple a escala mesoscópica..... 17
2.5.1	Comportamiento antes del pico de resistencia 17
2.5.2	Comportamiento post-pico de resistencia..... 19
3.	Procedimiento de generación de volúmenes de agregados en el interior de la probeta 27
3.1	Geometría de la muestra 27
3.2	Características de los agregados 27
3.3	Parámetros de entrada 29
3.4	Variables Aleatorias 29
3.5	Generación y ubicación de los agregados 29
3.6	Diagrama de flujo para la generación de partículas al interior de un cilindro 30
3.7	Aplicación al concreto como material compuesto 32
4.	Simulación numérica del comportamiento lineal elástico 39
4.1	Simulación numérica 39
4.1.1	Materiales 40
4.1.2	Geometría..... 40
4.1.3	Malla de elementos finitos..... 43

4.1.4	Condiciones de borde y carga	45
4.2	Resultados de la simulación	46
5.	Modelos constitutivos para simular la falla en el mortero y el agregado	53
5.1	Modelo de William	54
5.1.1	Descripción del modelo	54
5.1.2	Escenario compresión – compresión – compresión	58
5.1.3	Escenario tensión – compresión – tensión	63
5.1.4	Escenario tensión – tensión – compresión	63
5.1.5	Escenario tensión – tensión – tensión	64
5.2	Modelo de Microplanos	64
5.2.1	Descripción del modelo	64
5.2.2	Ablandamiento por deformación	65
5.2.3	Bases del modelo de microplanos	69
5.2.3.1	Restricción cinemática	69
5.2.3.2	Definición de microplanos	72
5.2.4	Aproximación constitutiva elasto-plástica con daño utilizada en el modelo de microplanos	74
5.2.4.1	Superficie de fluencia a nivel del microplano	76
5.2.4.2	Evolución del daño	81
5.2.4.3	Regularización implícita del gradiente	84
5.2.4.4	Parámetros del modelo	86
5.2.4.5	Elasticidad	87
5.2.4.6	Plasticidad	89
5.2.4.7	Daño y endurecimiento	91
5.2.4.8	Parámetros no locales usados en la etapa de regularización Implícita del Gradiente	93
5.3	Modelo de William – Warnke y modelo de Microplanos en ANSYS APDL	95
6.	Calibración de parámetros	97
6.1	Simulación mediante el modelo de William – Warnke	98
6.1.1	Parámetros de referencia para el modelo de William & Warnke	100
6.1.2	Calibración de los parámetros con el modelo de William & Warnke	103
6.1.2.1	Calibración del mortero con el modelo Williams & Warnke	109
6.1.2.2	Calibración de los agregados con el modelo de William & Warnke	112
6.1.3	Verificación de la calibración del modelo de William & Warnke, mediante la predicción del comportamiento del concreto simple a escala mesoscópica	114
6.2	Simulación mediante el modelo de Microplanos	117
6.2.1	Parámetros de referencia para el modelo de Microplanos	119
6.2.2	Calibración de parámetros con el modelo de Microplanos	122
6.2.2.1	Calibración mediante la simulación de material homogéneo e isotrópico tipo mortero - modelo de Microplanos	122
6.2.2.2	Calibración mediante la simulación de material homogéneo e isotrópico tipo arenisca blanda - modelo de Microplanos	126
6.2.2.3	Calibración mediante la simulación de material homogéneo e isotrópico tipo caliza blanda - modelo de Microplanos	127
6.2.3	Verificación de la calibración del modelo de Microplanos, mediante la predicción del comportamiento del concreto simple a escala mesoscópica	129
6.2.3.1	Predicción del comportamiento del concreto compuesto por mortero y agregado de arenisca blanda	130

6.2.3.2	Predicción del comportamiento del concreto compuesto por mortero y agregado de caliza blanda	135
7.	Simulación a escala mesoscópica del comportamiento del concreto como material compuesto	139
7.1	Propiedades mecánicas y parámetros de los materiales	140
7.2	Malla de elementos finitos	141
7.3	Simulación del concreto simple en escala mesoscópica	142
7.4	Evolución de la deformación y el esfuerzo en simulaciones de ensayos de compresión inconfiada sobre cilindros de concreto simple a escala mesoscópica...	150
7.5	Intervalos de confianza para las curvas esfuerzo deformación	164
8.	Conclusiones y recomendaciones	169
8.1	Conclusiones	169
8.2	Recomendaciones	171

Lista de figuras

Pág.

Figura 2-1:	Conos de corte sobre agregados cuya rigidez es mayor a la del mortero circundante: a). Cilindro de concreto a escala mesoscópica, b). Ubicación del cono de corte sobre y bajo el agregado, c). Fractura del agregado por tracción.....	18
Figura 2-2:	Evolución de las fisuras en dirección vertical, a partir de la propagación de ramificaciones de las microfisuras que tiene su origen en la interface de conos de corte.	19
Figura 2-3:	Fallas típicas para concretos con agregados de buena calidad y dos tipos de apoyo.	20
Figura 2-4:	Fallas típicas para concretos con agregados de buena calidad y dos tipos de apoyo.	21
Figura 2-5:	Curvas esfuerzo-deformación experimentales reportadas para muestras de concreto con diferentes relaciones de esbeltez, y baja fricción en los apoyos.....	22
Figura 2-6:	Variación de la resistencia y la ductilidad de muestras de concreto en el ensayo de compresión inconfiada, respecto a la variación en la fricción impuesta en los apoyos.	23
Figura 3-1:	Diagrama de flujo para el código del programa de ubicación de esferas al interior de un volumen de control	30
Figura 3-2:	Representación gráfica del proceso de llenado del cilindro para la elaboración de la muestra de concreto.	33
Figura 3-3:	Ejemplo de la geometría mesoscópica obtenida para tres muestras numéricas de concreto simple.....	35
Figura 4-1:	Curva granulométrica representativa de los agregados gruesos usados en las simulaciones.....	42
Figura 4-2:	Elemento finito Solid285.	43
Figura 4-3:	Ejemplo de la malla de elementos finitos para el mortero, y el agregado.	44
Figura 4-4:	Representación esquemática del ensayo de compresión inconfiada. En un extremo del cilindro se restringe el desplazamiento, y en la cara opuesta se impone un desplazamiento uniforme de 0.0001524m.	45
Figura 4-5:	Variación del Módulo de Young del concreto para diferentes relaciones entre los módulos de Young de agregado y mortero.....	49
Figura 4-6:	Curva esfuerzo-deformación obtenida por A. Caballero et al. en modelaciones numéricas de muestras de concreto a escala mesoscópica.	50

Figura 4-7: Comparación entre el módulo de Young del concreto obtenido en la presente investigación y el obtenido por A. Caballero et al. [2]. 51

Figura 5-1: Superficie de falla tridimensional, definida en un sistema coordinado cuyos ejes son los esfuerzos principales. 57

Figura 5-2: Planos octaédricos para diferentes valores de σ_{ha} . Sobre cada plano existe un esfuerzo cortante octaédrico..... 59

Figura 5-3: Corte de la superficie de falla. En las abscisas se ubican esfuerzos isotrópicos normalizados por f_c , y en las ordenadas se encuentra un esfuerzo cortante o desviador, colineal con los vectores r_1 y r_2 62

Figura 5-4: Ejemplo esquemático de un ciclo cerrado de aplicación de fuerzas, en el postulado de Drucker..... 66

Figura 5-5: Ejemplo de una curva esfuerzo-deformación “Estable” según el criterio de Drucker. **Figura 5-6:** Ejemplo de una curva esfuerzo-deformación “Inestable” según el criterio de Drucker..... 68

Figura 5-7: Ejemplo esquemático de la ubicación de microplanos al interior de una esfera de radio unitario. 71

Figura 5-8: Microesfera discretizada con 42 microplanos. 73

Figura 5-9: Microesfera discretizada con 21 Microplanos. Se detalla la ubicación de los puntos de integración..... 73

Figura 5-10: Corte de la superficie de fluencia. 78

Figura 5-11: Ubicación del ensayo de compresión biaxial, el ensayo de compresión simple (uniaxial), y el ensayo de tracción uniaxial, en un corte de la superficie de fluencia. 79

Figura 5-12: Ciclo carga descarga para un ensayo de compresión sobre especímenes de concreto simple..... 82

Figura 5-13: Ubicación del ensayo de compresión biaxial, el ensayo de compresión simple (uniaxial), y el ensayo de tracción uniaxial, en un corte de la superficie de fluencia. 89

Figura 5-14: Identificación de parámetros de daño a partir de ensayos de compresión cíclica 92

Figura 5-15: Identificación de parámetros de daño a partir de ensayos de tensión cíclica 92

Figura 6-1: Curvas esfuerzo axial vs deformación axial del concreto simple en compresión bajo diferentes presiones de confinamiento. La resistencia a la compresión en condición inconfiada es $f_c = 35 MPa$ 99

Figura 6-2: Curvas esfuerzo-deformación del concreto simple, para muestras con diferentes resistencias. 100

Figura 6-3: Representación gráfica de la deformación equivalente de Von Mises en un cilindro de concreto simple sometido a compresión axial, considerando material homogéneo. Resultados obtenidos en ANSYS APDL..... 104

Figura 6-4: Ubicación de puntos, donde se ha presentado fisuración y/o aplastamientos. Resultados obtenidos en ANSYS APDL 105

Figura 6-5: Representación gráfica de la deformación equivalente de Von Mises. Resultados obtenidos en ANSYS APDL. 107

Figura 6-6:	Ubicación de puntos, donde se ha presentado fisuración y/o aplastamientos. Resultados obtenidos en ANSYS APDL.	108
Figura 6-7:	Representación gráfica de la deformación equivalente de Von Mises. Resultados obtenidos en ANSYS APDL.	111
Figura 6-8:	Ubicación de puntos, donde se ha presentado fisuración y/o aplastamientos. Resultados obtenidos en ANSYS APDL.	111
Figura 6-9:	Plano de fractura para la arenisca blanda, representado por: a.) Vista exterior de la deformación equivalente de Von Mises, b.) Vista interior de los puntos de colapso y fisuración.	113
Figura 6-10:	Plano de fractura para la arenisca blanda, representado por: a.) Vista exterior de la deformación equivalente de Von Mises, b.) Vista interior de los puntos de colapso y fisuración.	113
Figura 6-11:	Plano de fractura para concreto compuesto por mortero y arenisca blanda, representado por: a.) Vista exterior de la deformación equivalente de Von Mises, b.) Vista interior de los puntos de colapso y fisuración.....	115
Figura 6-12:	Plano de fractura para concreto compuesto por mortero y caliza blanda, representado por: a.) Vista exterior de la deformación equivalente de Von Mises, b.) Vista interior de los puntos de colapso y fisuración.	115
Figura 6-13:	Relación esfuerzo-deformación para el concreto como material compuesto por la matriz de mortero y agregados de arenisca blanda.	116
Figura 6-14:	Relación esfuerzo-deformación para la simulación de cilindros de mortero homogéneo e isotrópico. Etapa de Calibración.	123
Figura 6-15:	Deformación equivalente de Von Mises para el mortero. En el punto 1 de la Figura 6-14, y en: a.) La cara externa del cilindro, b.) Corte longitudinal del cilindro.	123
Figura 6-16:	Deformación equivalente de Von Mises para el mortero. En el punto 2 de la Figura 6-14, y en: a.) La cara externa del cilindro, b.) Corte longitudinal del cilindro.	124
Figura 6-17:	Deformación equivalente de Von Mises para el mortero. En el punto 3 de la Figura 6-14, y en: a.) La cara externa del cilindro, b.) Corte longitudinal del cilindro.	124
Figura 6-18:	Deformación equivalente de Von Mises para el mortero. En el punto 4 de la Figura 6-14, y en: a.) La cara externa del cilindro, b.) Corte longitudinal del cilindro.	125
Figura 6-19:	Deformación equivalente de Von Mises para el mortero. En el punto 5 de la Figura 6-14, y en: a.) La cara externa del cilindro, b.) Corte longitudinal del cilindro.	125
Figura 6-20:	Relación esfuerzo-deformación para la simulación de cilindros de arenisca homogénea e isotrópica. Etapa de Calibración.	126
Figura 6-21:	Deformación equivalente de Von Mises para la arenisca blanda homogénea e isotrópica. En el punto 1 de la Figura 6-20, y en: a.) La cara externa del cilindro, b.) Corte longitudinal del cilindro.	127
Figura 6-22:	Relación esfuerzo-deformación para la simulación de cilindros de caliza homogénea e isotrópica. Etapa de Calibración.	128
Figura 6-23:	Deformación equivalente de Von Mises para la caliza blanda homogénea e isotrópica. En el punto 1 de la Figura 6-22, y en: a.) La cara externa del cilindro, b.) Corte longitudinal del cilindro.	129
Figura 6-24:	Muestra cilíndrica de concreto a escala mesoscópica. Las esferas representan el agregado. El material circundante de color más claro es el mortero.....	130

Figura 6-25: Relación esfuerzo-deformación para el mortero homogéneo e isotrópico, la arenisca blanda homogénea e isotrópica y un concreto elaborado con estos dos materiales. Geometría de la Granulometría 3.....	131
Figura 6-26: Relación esfuerzo-deformación para un concreto elaborado con mortero y arenisca blanda.....	131
Figura 6-27: Deformación equivalente de Von Mises para concreto compuesto por mortero y arenisca blanda. En el punto 1, y en: a). La cara externa del cilindro, b). Corte longitudinal del cilindro, c). Cara externa del agregado.....	132
Figura 6-28: Deformación equivalente de Von Mises para concreto compuesto por mortero y arenisca blanda. En el punto 2, y en: a). La cara externa del cilindro, b). Corte longitudinal del cilindro, c). Cara externa del agregado.....	132
Figura 6-29: Deformación equivalente de Von Mises para concreto compuesto por mortero y arenisca blanda. En el punto 3, y en: a). La cara externa del cilindro, b). Corte longitudinal del cilindro, c). Cara externa del agregado.....	133
Figura 6-30: Deformación equivalente de Von Mises para concreto compuesto por mortero y arenisca blanda. En el punto 4, y en: a). La cara externa del cilindro, b). Corte longitudinal del cilindro, c). Cara externa del agregado.....	133
Figura 6-31: Deformación equivalente de Von Mises para concreto compuesto por mortero y arenisca blanda. En el punto 5, y en: a). La cara externa del cilindro, b). Corte longitudinal del cilindro, c). Cara externa del agregado.....	134
Figura 6-32: Relación esfuerzo axial vs deformación axial para el mortero homogéneo e isotrópico, la caliza blanda homogénea e isotrópica y un concreto elaborado con estos dos materiales. Granulometría 3.	135
Figura 6-33: Relación esfuerzo-deformación un concreto elaborado con mortero y caliza blanda. Granulometría 3.....	136
Figura 6-34: Deformación equivalente de Von Mises para concreto compuesto por mortero y caliza blanda. En el punto 1 de la Figura 6-33, y en: a). La cara externa del cilindro, b). Corte longitudinal del cilindro, c). Cara externa del agregado.....	136
Figura 7-1: Representación gráfica del elemento finito CPT215, en su versión: a) cubica y b) tetraédrica.	142
Figura 7-2: Distribución de la deformación principal mayor, cuya concentración indica la zona de fisuración: a). Fisura que no intercepta los apoyos – Falla Tipo A, y b) Fisura que intercepta los apoyos - Falla Tipo B.....	143
Figura 7-3: Curva esfuerzo axial vs deformación axial principal mayor típica para fallas tipo A y fallas tipo B. Resultados obtenidos a partir de la granulometría G20 para la falla Tipo A, y la granulometría G2 para la falla Tipo B.	144
Figura 7-4: Curvas esfuerzo vs deformación de concreto conformado por mortero y arenisca blanda, cuyo plano de falla o fisura es Tipo A. Se presentan resultados para 8 granulometrías.147	
Figura 7-5: Curvas esfuerzo vs deformación de concreto conformado por mortero y caliza blanda, cuyo plano de falla o fisura es Tipo A. Se presentan resultados para 7 granulometrías.148	
Figura 7-6: Curvas esfuerzo-deformación para el mortero, y para los concretos compuestos por mortero y agregado tipo arenisca y caliza blanda.	149

- Figura 7-7:** Ubicación de zonas de compresión triaxial hidrostática y conos de corte en una sección longitudinal de un cilindro de concreto donde el agregado es menos rígido que el mortero. 151
- Figura 7-8:** Curva esfuerzo-deformación para concreto compuesto por mortero y arenisca blanda. Ensayo de compresión inconfínada – Granulometría G12. 152
- Figura 7-9:** Para el punto 1, distribución de: a). Esfuerzo hidrostático sobre un corte a través del mortero y agregado, b). Esfuerzo hidrostático sobre un corte a través del agregado. 153
- Figura 7-10:** Para el punto 2, distribución de: a). Esfuerzo hidrostático sobre un corte a través del mortero y agregado, b). Esfuerzo hidrostático sobre un corte a través del agregado. 153
- Figura 7-11:** Para el punto 3, distribución de: a). Esfuerzo hidrostático sobre un corte a través del mortero y agregado, b). Esfuerzo hidrostático sobre un corte a través del agregado. 154
- Figura 7-12:** Para el punto 4, distribución de: a). Esfuerzo hidrostático sobre un corte a través del mortero y agregado, b). Esfuerzo hidrostático sobre un corte a través del agregado. 154
- Figura 7-13:** Para el punto 5, distribución de: a). Esfuerzo hidrostático sobre un corte a través del mortero y agregado, b). Esfuerzo hidrostático sobre un corte a través del agregado. 155
- Figura 7-14:** Distribución de la deformación principal mayor ε_1 , Para: a). Punto 2 de la Figura 7-8, b). Punto 3 de la Figura 7-8, c). Punto 4 de la Figura 7-8, d). Punto 5 de la Figura 7-8, e). Punto 6 de la Figura 7-8, f). Punto 7 de la Figura 7-8. 157
- Figura 7-15:** Distribución de la deformación principal mayor ε_1 , Para: a). El mortero en el punto 5 de la Figura 7-8, b). El agregado en el punto 5 de la Figura 7-8. 158
- Figura 7-16:** Distribución de la deformación principal mayor ε_1 , Para: a). El mortero en el punto 6 de la Figura 7-8, b). El agregado en el punto 6 de la Figura 7-8. 159
- Figura 7-17:** Distribución de la deformación principal mayor ε_1 , Para: a). El mortero en el punto 7 de la Figura 7-8, b). El agregado en el punto 7 de la Figura 7-8. 159
- Figura 7-18:** Curva esfuerzo-deformación para concreto compuesto por mortero y caliza blanda. Ensayo de compresión inconfínada – Granulometría G12. 161
- Figura 7-19:** Distribución de la deformación principal mayor ε_1 , Para: a). El mortero en el punto 1 de la Figura 7-18, b). El agregado en el punto 1 de la Figura 7-18. 162
- Figura 7-20:** Distribución de la deformación principal mayor ε_1 , Para: a). El mortero en el punto 2 de la Figura 7-18, b). El agregado en el punto 2 de la Figura 7-18. 162
- Figura 7-21:** Distribución de la deformación principal mayor ε_1 , Para: a). El mortero en el punto 3 de la Figura 7-18, b). El agregado en el punto 3 de la Figura 7-18. 163
- Figura 7-22:** Intervalo de confianza para 8 curvas esfuerzo-deformación, obtenidas en simulaciones numéricas de ensayos de compresión inconfínada sobre cilindros de concreto compuestos por mortero y arenisca blanda. 165
- Figura 7-23:** Intervalo de confianza para 7 curvas esfuerzo-deformación, obtenidas en simulaciones numéricas de ensayos de compresión inconfínada sobre cilindros de concreto compuestos por mortero y caliza blanda. 166

Figura 7-24: Detalle de una fracción del intervalo de confianza para 7 curvas esfuerzo-deformación, obtenidas en simulaciones numéricas de ensayos de compresión inconfiada sobre cilindros de concreto compuestos por mortero y caliza blanda. 167

Lista de tablas

	Pág.
Tabla 2-1: Distribución granulométrica para el agregado fino.	8
Tabla 2-2: Tamaño del agregado grueso.	9
Tabla 2-3: Valores mínimos y máximos del módulo de Young para algunos tipos de roca.	10
Tabla 2-4: Valores promedio para el Módulo de Young de algunos tipos de roca.	11
Tabla 2-5: Relación de Módulos de Young R_m , para algunas rocas comúnmente usadas en la fabricación de concretos.	12
Tabla 2-6: Resistencia a la compresión inconfiada para rocas típicas usadas en la fabricación de concreto.	13
Tabla 2-7: Criterio empírico para la determinación de la resistencia a la compresión triaxial.	13
Tabla 3-1: Distribución granulométrica para el agregado grueso – Granulometría NTC 174.	28
Tabla 3-2: Distribución granulométrica seleccionada.	28
Tabla 3-3: Rangos de tamaño para el agregado grueso. El porcentaje se da respecto al 100% del agregado incluido en la muestra.	29
Tabla 4-1: Propiedades mecánicas del agregado y el mortero para cada mezcla.	40
Tabla 4-2: Distribuciones granulométricas simuladas con el programa desarrollado. .	41
Tabla 4-3: Número de elementos finitos generados en ANSYS para cada granulometría.	44
Tabla 4-4: Modulo de Young del concreto calculado mediante la simulación. Distribución granulométrica de la 1 a la 10 (Tabla 4-2).	46
Tabla 4-5: Modulo de Young del concreto calculado mediante la simulación. Granulometría 11 a la 20 (Tabla 4-2).	47
Tabla 4-6: Módulo de Young promedio, calculado para 8 mezclas y 20 granulometrías por mezcla.	48
Tabla 5-1: Parámetros que definen la superficie de falla, según el modelo de William et al [1].	55
Tabla 5-2: Tres estados de esfuerzos ubicados en la intersección de la superficie de falla y el vector r_1	60
Tabla 5-3: Dos estados de esfuerzos ubicados en la intersección de la superficie de falla y el vector r_2	61
Tabla 5-4: Parámetros requeridos por el modelo de microplanos.	86

Tabla 5-5:	Parámetros experimentales encontrados en pruebas de carga cíclica.....	93
Tabla 6-1:	Parámetros que definen la superficie de falla, según William et al. [1].	98
Tabla 6-2:	Parámetros del modelo de William et al, usados por M. Gerez et al. [5], en la simulación de ensayos de flexión biaxial sobre placas circulares ASTM C 1550	101
Tabla 6-3:	Parámetros del modelo de William, usados por M. A. Musmar [6], en la simulación de ensayos de reflexión en vigas.....	102
Tabla 6-4:	Propiedades mecánicas para la simulación de la fractura del concreto según el modelo simplificado de William et al. [1]. Parámetros tomados de M. Gerez et al. [5].	106
Tabla 6-5:	Parámetros iniciales para representar el comportamiento del mortero.....	109
Tabla 6-6:	Parámetros calibrados para representar el comportamiento del mortero.	110
Tabla 6-7:	Propiedades mecánicas calibradas a partir del modelo de William et al. [1]. Valores mínimos reportados por L. Obert et al. (Capítulo 2 - Referencia 2.5).....	112
Tabla 6-8:	Parámetros requeridos por el modelo de Microplanos, en ANSYS APDL.	117
Tabla 6-9:	Parámetros mecánicos calibrados con el modelo William & Warnke para el mortero y el agregado.....	119
Tabla 6-10:	Parámetros calibrados para el mortero con el modelo de Microplanos.	122
Tabla 6-11:	Parámetros calibrados para la arenisca blanda - modelo de Microplanos.	126
Tabla 6-12:	Parámetros calibrados para la caliza blanda con el modelo de Microplanos.	128
Tabla 7-1:	Parámetros calibrados para el mortero - Microplanos, ANSYS APDL.....	140
Tabla 7-2:	Parámetros calibrados para la arenisca blanda - Microplanos, ANSYS APDL.	140
Tabla 7-3:	Parámetros calibrados para la caliza blanda - Microplanos, ANSYS APDL.	141
Tabla 7-4:	Elementos finitos obtenidos en ANSYS APDL, para cada granulometría evaluada. EF CPT215.	142
Tabla 7-5:	Granulometrías para las cuales se obtiene falla Tipo A o falla Tipo B, en ensayos de compresión inconfiada sobre cilindros de concreto compuesto por mortero y agregado pétreo.....	145

Lista de Símbolos y abreviaturas

En esta sección se incluyen los símbolos generales (con letras latinas y griegas), subíndices, superíndices y abreviaturas usadas en el presente documento. Cada símbolo está ubicado en orden alfabético de acuerdo con la primera letra del símbolo.

Símbolos con letras latinas

Símbolo	Término
A	Parámetro de ajuste en la Ecuación 2.1 (Tabla 2-7). Criterio de Z.T. Bieniawski.
a_0	Coeficiente en la ecuación 5.10. Modelo de William – Warnke.
a_1	Coeficiente en la ecuación 5.10. Modelo de William – Warnke.
a_2	Coeficiente en la ecuación 5.10. Modelo de William – Warnke.
b_0	Coeficiente en la ecuación 5.11. Modelo de William – Warnke.
b_1	Coeficiente en la ecuación 5.11. Modelo de William – Warnke.
b_2	Coeficiente en la ecuación 5.11. Modelo de William – Warnke.
C	Parámetro que controla el rango de interacción no local en el modelo de Microplanos.
C^1	Indica que la derivada parcial de la función a que se haga referencia es continua.
D	Constante del material (parámetro de endurecimiento), en el modelo de Microplanos.
d	Diámetro
d_n	Diámetro de cada partícula esférica
d^{hom}	Parámetro de daño homogenizado en el modelo de Microplanos.
d^{mic}	Parámetro de daño en el modelo de Microplanos.
Dev	Tensor proyección para la deformación desviadora. Modelo de microplanos.
E	Módulo de Young
E_a	Módulo de Young del agregado

Símbolo	Término
E_m	Módulo de Young del mortero
E_c	Módulo de Young del concreto
F	Función que depende de los esfuerzos principales $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$. Ecuación 5.1 del modelo de William – Warnke.
f	Vector de fuerzas de cuerpo en la ecuación de balance lineal del Momentum. Ecuación 5.93. Modelo de Microplanos.
F_n	Función que depende de los esfuerzos principales $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$. Definida para el cuadrante n. Ecuación 5.1 del modelo de William – Warnke.
f_{uc}	Resistencia a la compresión inconfiada
f_t	Resistencia a la tensión uni-axial
f_{bc}	Resistencia a la compresión biaxial
f_1	Representa la resistencia a la compresión biaxial para muestras que a su vez son sometidas a un esfuerzo hidrostático σ_h^a . En la definición de la superficie de fluencia a nivel del microplano, este término representa la función de fluencia de Drucker-Prager con endurecimiento. Modelo de microplanos.
f_{1m}	En la definición de la superficie de fluencia a nivel del microplano, este término representa la función de fluencia que describe el contorno para estados de compresión a nivel del microplano. Modelo de microplanos.
f_{cm}	En la definición de la superficie de fluencia a nivel del microplano, este término representa la función de fluencia que describe el contorno para estados en tensión a nivel del microplano. Modelo de microplanos.
f_{tm}	Resistencia a la compresión uniaxial para muestras que a su vez son sometidas a un esfuerzo hidrostático σ_h^a .
f_2	Función de fluencia a nivel del microplano. Modelo de microplanos.
f^{mic}	Superficie de fluencia a nivel macroscópico, definida por la expresión clásica de Drucker-Prager. Modelo de microplanos.
f_{D-P}^{mac}	Función de endurecimiento usada para definir la superficie de fluencia con endurecimiento. Modelo de microplanos.
$f_h(k)$	Módulo de cortante a nivel macroscópico
G	Módulo de cortante a nivel del microplano. Modelo de microplanos.
G^{mic}	Altura de una muestra cilíndrica
h	

Símbolo	Término
H_C	Función de paso de Heaviside. Modelo de microplanos.
I	Tensor identidad de cuarto orden.
J_1	Primer invariante del tensor de esfuerzos
J_2	Segundo invariante del tensor de esfuerzos
K	Módulo Bulk a nivel macroscópico. Modelo de microplanos.
K^{mic}	Módulo Bulk a nivel del microplano. Modelo de microplanos.
L	Longitud característica. Parámetro que gobierna el ancho mínimo de una zona con ablandamiento por deformación. Modelo de Microplanos.
m	Parámetro numérico usado en la etapa de la regularización implícita del gradiente. Modelo de Microplanos.
\mathbf{n}	Vector normal
n_b	Vector normal al límite externo del campo no local. Modelo de Microplanos.
N_p	Número de Microplanos. Modelo de microplanos.
p_1	Vector para indicar dirección sobre el plano octaédrico. En el escenario Tensión – Compresión – Compresión. Equivalente a r_1 . Ecuación 5.27. Modelo de William – Warnke.
p_2	Vector para indicar dirección sobre el plano octaédrico. En el escenario Tensión – Compresión – Compresión. Equivalente a r_2 . Ecuación 5.28. Modelo de William – Warnke.
R	Relación entre el eje mayor (volumétrico) y el eje menor (desviador) del contorno de compresión que hace parte de la superficie de fluencia generalizada. Modelo de Microplanos.
R_m	Relación de módulos. Por ejemplo, entre agregado y mortero $R_m = E_a/E_m$.
R_T	Parámetro de endurecimiento para el contorno de tensión. Modelo de Microplanos.
r_w	Factor de ponderación para la separación del daño. Modelo de Microplanos.
R^2	Coefficiente de Determinación
r_1	Vector para indicar dirección sobre el plano octaédrico en la figura 5.1. Ver ecuación 5.8. Modelo de William – Warnke.

Símbolo	Término
r_2	Vector para indicar dirección sobre el plano octaédrico en la figura 5.1. Ver ecuación 5.8. Modelo de William – Warnke.
S	Superficie de falla definida en un espacio cartesiano cuyos ejes son los esfuerzos principales. Ecuación 5.1 del modelo de William – Warnke.
S_n	Superficie de falla definida en un espacio cartesiano cuyos ejes son los esfuerzos principales. Definida para el cuadrante n. Ecuación 5.1 del modelo de William – Warnke.
$sgn(x)$	<i>Función signo</i> . Modelo de Microplanos.
T_c	Factor de Reducción de rigidez por fisuración. Modelo de William – Warnke.
t_n	Tiempo n
T_0	Intersección inicial del cascarón de tensión con el eje volumétrico. Modelo de Microplanos.
u_z	Desplazamiento en dirección Z. Figura 2.1.
V	Tensor de segundo orden obtenido al multiplicar el tensor identidad por 1/3. Modelo de microplanos.
v_n	Vector posición entre el origen del eje coordenado de referencia y el centro geométrico del agregado esférico
W	Trabajo
W_c	Densidad del concreto para el cálculo del módulo de elasticidad. Ecuación 2.2, 2.3, y 2.4
W_n	Trabajo neto. Modelo de Microplanos.
W_t	Trabajo total. Modelo de Microplanos.
W^i	Peso ponderado. Modelo de microplanos.
W_0	Trabajo en tiempo cero. Modelo de Microplanos.
X_0	Cantidad de esfuerzo hidrostático adicional a σ_V^C , que se requiere aplicar sobre el eje hidrostático para generar compresión volumétrica plástica. Modelo de Microplanos.
X	Dirección x en el sistema cartesiano de referencia
Y	Dirección y en el sistema cartesiano de referencia
Z	Dirección z en el sistema cartesiano de referencia
1	Tensor identidad

Símbolos con letras griegas

Símbolo	Término
α	Coeficiente de fricción. Modelo de microplanos.
β_t	Contante de evolución del daño en tensión. Modelo de microplanos.
β_c	Contante de evolución del daño en compresión. Modelo de microplanos.
β_{tt}	Coeficiente de transferencia de cortante para una fisura abierta. Modelo de William – Warnke.
β_{cc}	Coeficiente de transferencia de cortante para una fisura cerrada. Modelo de William – Warnke.
γ_t^{mic}	variables que controlan la evolución del daño en tensión, a nivel del microplano. Modelo de Microplanos.
γ_c^{mic}	variables que controlan la evolución del daño en compresión, a nivel del microplano. Modelo de Microplanos.
γ_{t0}	Deformación equivalente en tensión, donde se da inicio a la acumulación de daño. Modelo de Microplanos.
γ_{c0}	Deformación equivalente en compresión, donde se da inicio a la acumulación de daño. Modelo de Microplanos.
ϵ	Tensor de deformaciones
ϵ_D	Componente desviador del tensor de deformaciones. Modelo de microplanos.
ϵ_V	Componente volumétrico del tensor de deformaciones. Modelo de microplanos.
ϵ^I	Representa las deformaciones principales en el tensor de deformaciones. Modelo de microplanos.
$\langle \epsilon^I \rangle$	Parte positiva de las deformaciones principales en el tensor de deformaciones. Modelo de microplanos.
ϵ_{ij}^e	Tensor de deformaciones elásticas. Modelo de microplanos.
ϵ_{ij}^p	Tensor de deformaciones plásticas. Modelo de microplanos.
ϵ_D^{pl}	Deformación desviadora plástica a nivel de microplano. Modelo de microplanos.
ϵ_V^{pl}	Deformación volumétrica plástica a nivel de microplano. Modelo de microplanos.

Símbolo	Término
η	Angulo de Lode. Sobre el plano octaédrico. Ver figura 5.1 y ecuación 5.8. Modelo de William – Warnke.
η_m	Deformación equivalente. Modelo de Microplanos.
η_c^{mic}	Deformación equivalente en compresión a nivel del microplano. Modelo de Microplanos.
η_t^{mic}	Deformación equivalente en tracción a nivel del microplano. Modelo de Microplanos.
kb	Parámetro de ajuste en la Ecuación 2.1 (Tabla 2-7). Criterio de Z.T. Bieniawski.
k	Variable de endurecimiento. Ecuación 5.83. Modelo de Microplanos.
λ	Multiplicador plástico. Modelo de microplanos.
ξ	Parámetro numérico que normaliza el esfuerzo hidrostático actuante. Ecuación 5.12. Modelo de William – Warnke.
ξ_c	Parámetro numérico que normaliza el esfuerzo hidrostático actuante. En el estado de esfuerzos que define la resistencia a la compresión simple de la muestra. Modelo de William – Warnke.
ξ_t	Parámetro numérico que normaliza el esfuerzo hidrostático actuante. En el estado de esfuerzos que define la resistencia a la tracción de la muestra. Modelo de William – Warnke.
ξ_{cb}	Parámetro numérico que normaliza el esfuerzo hidrostático actuante. En el estado de esfuerzos que define la resistencia a la compresión biaxial de la muestra. Modelo de William – Warnke.
ξ_1	Parámetro numérico que normaliza el esfuerzo hidrostático actuante. En el estado de esfuerzos que define la resistencia a la compresión biaxial de la muestra sometida a un esfuerzo hidrostático σ_h^a . Modelo de William – Warnke.
ξ_2	Parámetro numérico que normaliza el esfuerzo hidrostático actuante. En el estado de esfuerzos que define la resistencia a la compresión uniaxial para muestras que a su vez son sometidas a un esfuerzo hidrostático σ_h^a . Modelo de William – Warnke.
σ	Tensor de esfuerzos
σ_{ij}	Tensor de esfuerzos

Símbolo	Término
σ_{xp}	Esfuerzo de compresión en dirección x, para un punto p
σ_{yp}	Esfuerzo de compresión en dirección y, para un punto p
σ_{zp}	Esfuerzo de compresión en dirección z, para un punto p
σ_D^e	Esfuerzo desviador efectivo. Modelo de microplanos.
σ_h^a	Esfuerzo hidrostático de confinamiento actuante
σ_V^e	Esfuerzo volumétrico efectivo. Modelo de microplanos.
σ_V^c	Abscisa del punto de intersección entre f_{1m} y f_{cm} . Modelo de microplanos.
σ_V^T	Punto de intersección entre el contorno de tensión y la función de fluencia de Drucker-Prager. Modelo de Microplanos.
σ_0	Esfuerzo de fluencia inicial para el criterio de falla de Drucker – Prager. Modelo de Microplanos.
σ_1	Esfuerzo principal mayor
σ_2	Esfuerzo principal intermedio
σ_3	Esfuerzo principal menor
ν	Relación de Poisson
χ	Parámetro numérico equivalente a ξ . Ecuación 5.29. Modelo de William – Warnke.
Ψ^{mic}	Energía libre sobre el microplano. Modelo de microplanos.
Ψ^{mac}	Energía libre a nivel macroscópico. Modelo de microplanos.
Ω	Superficie de una esfera de radio unitario. Modelo de microplanos.
∇	Operador gradiente. Modelo de microplanos.
$\nabla \cdot$	Divergencia del tensor de esfuerzos de Cauchy. Modelo de microplanos.
∇^2	Operador de Laplace. Modelo de microplanos.

Subíndices

Subíndice	Término
a	Agregado
c	concreto
D	Componente desviador. Modelo de Microplanos.
m	Mortero

Subíndice	Término
t	Tensión
V	Componente volumétrico. Modelo de Microplanos.
x, y, z	Dirección en el sistema cartesiano de referencia
ij	Notación indicial
bc	Compresión biaxial
uc	Compresión inconfiada (compresión simple)
ut	Tensión uniaxial
$D - P$	Drucker - Prager

Superíndices

Superíndice	Término
a	Indica el estado de esfuerzos corriente (ecuación 2 del capítulo 5)
e	Esfuerzos efectivos al interior de la superficie de fluencia. Modelo de Microplanos.
e	Componente elástico.
k	Parámetro de ajuste (Tabla 2.7)
n	Exponente, potencia
hom	homogenizado
mic	A escala del microplano. Modelo de Microplanos.
mac	A escala macroscópica. Modelo de Microplanos.

Abreviaturas

Abreviatura	Término
ASTM	American Society of Testing Materials
Ec.	Ecuación
NSR-10	Reglamento Colombiano de Construcción Sismo Resistente del año 2010
NTC	Norma Técnica Colombiana
$2D$	Dos Dimensiones
$3D$	Tres Dimensiones

Introducción

La presente tesis titulada Modelo Meso-Mecánico del Proceso de Fractura del Concreto Simple, fue elaborada en el programa académico de Maestría en Ingeniería – Estructuras de la Facultad de Ingeniería de la Universidad Nacional de Colombia.

Este documento se divide en ocho capítulos, a través de los cuales se expone el trabajo de investigación y sus resultados. En el primer capítulo se encuentra la introducción al documento, la cual contiene los objetivos, la justificación y la escala de análisis usada en la investigación; en esta sección también se evidencia la importancia del tema de investigación y su aplicación en la ingeniería civil. El segundo capítulo contiene algunas generalidades del comportamiento de los agregados gruesos, el mortero y el concreto simple. En el tercer capítulo se detalla el proceso de elaboración de la geometría de las muestras a escala mesoscópica. El cuarto capítulo contiene simulaciones numéricas del comportamiento elástico del concreto simple a escala mesoscópica sometido a pruebas de compresión inconfiada.

En el quinto capítulo, se abordan los modelos constitutivos usados en este trabajo para la simulación numérica del proceso de fractura y/o la etapa de ablandamiento de materiales frágiles como el concreto, el mortero, y el agregado. El capítulo sexto, se enfoca en las simulaciones realizadas con el propósito de calibrar los parámetros requeridos por cada modelo constitutivo usado.

En el capítulo séptimo, se presentan las simulaciones de la respuesta mecánica del concreto simple como material compuesto en ensayos de compresión inconfiada, así como el análisis de resultados obtenidos en la investigación. Finalmente, en el capítulo octavo se presentan las conclusiones y recomendaciones de la investigación.

1.1 Objetivos

Como objetivo general, el presente trabajo busca *formular, implementar y validar un modelo numérico que represente el proceso de fractura en el concreto simple, considerándolo un material compuesto, conformado por agregados gruesos, embebidos en una matriz de mortero*. Para cumplir tal meta se plantean los siguientes tres objetivos específicos,

- a. *Implementar una estrategia de generación de malla de elementos finitos, capaz de representar el agregado grueso y el mortero, como materiales diferentes.*
- b. *Simular el comportamiento mecánico de un volumen representativo de concreto simple, mediante un modelo constitutivo elástico para el agregado grueso y un modelo constitutivo de daño y fractura para el mortero.*
- c. *Obtener el intervalo de confianza de la respuesta estructural del volumen representativo de concreto simple, mediante un análisis estadístico funcional.*

1.2 Justificación

Los orígenes de la investigación del proceso de fractura del concreto, a través de la modelación numérica desde un punto de vista meso-mecánico, se han encontrado en los trabajos publicados por Carlos M. López, Ignacio Carol, y Antonio Aguado, en el artículo titulado “Microstructural Analysis of Concrete Fracture Using Interface Elements, European Congress on Computational Methods in Applied Science and Engineering” [3], del año 2000.

A nivel local, en la Universidad Nacional de Colombia, se han publicado desde el año 2010 [4, 5, 6], trabajos de investigación que tratan el problema de la fractura del concreto no reforzado desde un punto de vista macroscópico, que no toma en cuenta la naturaleza compuesta del material que se logra con el uso un análisis a nivel meso mecánico. Sin embargo, las investigaciones citadas representan un avance mayor y un excelente punto de partida en la investigación planteada, ya que en ellas se han estudiado modelos de daño, y se ha identificado las ventajas y desventajas de algunos de ellos.

Recientemente, se han publicado trabajos de investigación que se centran en el estudio del proceso de fractura del concreto no-reforzado desde un punto de vista meso-mecánico [7, 8], sin embargo, en dichas investigaciones se simula el mortero con modelos elásticos que imponen de manera anticipada la ruta que seguirá la fractura en el proceso de carga del material, lo cual se postula como un aspecto que puede ser sujeto de mejora, al incluir un modelo constitutivo plástico para describir el comportamiento del mortero y no pre-establecer la o las rutas que seguirán las fisuras en la muestra de concreto que sea simulada.

1.3 Escala de Análisis

El primer aspecto que llama la atención al leer el título de la investigación “*Modelo Meso-Mecánico del Proceso de Fractura del Concreto Simple*”, es que la misma se enfoca en una escala de trabajo en la cual el concreto no es visto como un material homogéneo, sino como una mezcla de dos materiales independientes con propiedades físicas y mecánicas diferentes. Tales materiales corresponden a un conjunto de partículas de agregado grueso embebidas en una matriz de mortero, de cuya interacción surge la respuesta global del concreto. La definición de la escala es algo relativo y depende del punto de vista del observador.

La modelación numérica de un proceso físico puede realizarse desde distintos niveles de resolución, y podría decirse que la selección de la escala de trabajo depende del nivel detalle deseado en el análisis, y de la necesidad por lograr una mayor aproximación del modelo numérico con la realidad.

En un gran número de casos es posible definir tres escalas de trabajo desde las cuales modelar el comportamiento de un material, estas son: la escala macroscópica, la escala microscópica y una escala intermedia entre las dos anteriores, la cual se conoce como escala mesoscópica.

1.3.1 Escala macroscópica

A escala macroscópica, el concreto simple se idealiza como un material monofásico que se distribuye de manera homogénea en el espacio, y que puede ser modelado con base en la mecánica del continuo y sus aproximaciones para la modelación de materiales

homogéneos. Los análisis que comúnmente se realizan en ingeniería para el cálculo de elementos en concreto simple, se basan habitualmente en modelos macroscópicos definidos al nivel del continuo.

1.3.2 Escala microscópica

A nivel microscópico el concreto simple está compuesto por los elementos químicos que hacen parte del cemento, el agua, la arena, el agregado, y el aire, que se incluyen al momento de elaborar la mezcla. Un modelo microscópico, podría tener en cuenta la interacción entre átomos, elementos químicos, moléculas o sustancias, predecir la respuesta mecánica de una fracción de concreto, entre otros. Sin embargo, esta escala de trabajo se encuentra muy lejos de ser aplicable en casos prácticos de ingeniería estructural.

1.3.3 Escala mesoscópica y su aplicación a problemas mecánicos

Algunos materiales compuestos formados por matriz y fibras o matriz y partículas exhiben un comportamiento sensible a la fracción volumétrica de las fibras o de las partículas. En este caso se describe el comportamiento mecánico del compuesto a partir de las propiedades mecánicas de la matriz y de las fibras o partículas. Particularmente, esta tesis simula el comportamiento del concreto simple en esta escala de análisis, considerando que el material está conformado por una matriz de mortero y un conjunto de partículas de agregado grueso.

Los ensayos de laboratorio tienen un papel fundamental en el estudio del comportamiento del concreto, sin embargo, se debe reconocer que mediante metodologías netamente experimentales es costoso realizar análisis cuantitativos de la respuesta global de un material compuesto, que tomen en cuenta la influencia de las propiedades mecánicas y geométricas de cada fase.

A lo largo de los años se han logrado mejoras sustanciales en el desempeño de los materiales compuestos. En el caso del concreto simple, se obtienen diferentes resistencias al manipular la forma y la cantidad de los agregados, sin que para esto se requiera afectar las propiedades mecánicas de las diferentes fases presentes, o su concentración en la mezcla entre agregado y mortero. Tal metodología netamente empírica puede ofrecer

información muy útil en la práctica cotidiana de la ingeniería, sin embargo, tiene limitaciones en describir el proceso de fractura en el interior de una probeta de concreto.

Algunos avances en la calidad o desempeño de los materiales compuestos se encuentran basados en el análisis de su estructura a nivel mesoscópico, como, por ejemplo, la inclusión de fibras en un concreto para mejorar su resistencia a la tracción. Por otra parte, los modelos usualmente empleados para describir el comportamiento del concreto, consideran que este material es homogéneo, y por tanto dichos modelos no pueden ser usados para realizar análisis de optimización de materiales, basados en la influencia de sus componentes.

Como fue expuesto en párrafos anteriores, diferentes modelos reflejan diferentes niveles de resolución del problema, cuya selección en la práctica está relacionada por el nivel de detalle deseado y el poder computacional disponible. De igual manera, se requiere que los modelos constitutivos seleccionados para describir de manera aproximada el comportamiento mecánico, incluyan las variables de mayor relevancia en el problema, y que el modelo numérico sea versátil, de tal modo que la calidad de sus resultados no sea dependiente del tipo de ensayo simulado.

El desarrollo de modelos a escala mesoscópica implícitamente incluye una mejora sustancial en la representación del medio físico simulado. Para el caso especial del concreto obliga a realizar análisis tridimensionales, ya que la forma y tamaño de las fases, su distribución espacial, sus propiedades mecánicas y la relación entre estas últimas, controlan su comportamiento mecánico [2].

De acuerdo con A. Caballero et al. [1], los resultados de análisis en 2D representan de manera exitosa el comportamiento del concreto en ensayos de laboratorio como, por ejemplo, tensión uniaxial, compresión uniaxial, prueba de Brasil, Creep, pruebas en dos direcciones tensión/compresión, y ensayos de contracción. Sin embargo, los citados autores resaltan la importancia de los análisis en 3D, ya que sus semejantes en 2D representan agregados prismáticos en 3D, los cuales no son de uso común en concretos reales.

Bibliografía

1. A. Caballero, C.M. López, I. Carol, 3D Meso-structural analysis of concrete specimens under uniaxial tension. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 195 (2006) 7182 - 7195. doi:10.1016/j.cma.2005.05.052
2. M. Amaya, Modelación numérica de la superficie de fluencia de una mezcla hipotética de arena y metano hidratado, Master Thesis (In Spanish), Universidad Nacional de Colombia, (2016).
3. Carlos M. López, Ignacio Carol, and Antonio Aguado (2000), Microstructural Analysis of Concrete Fracture Using Interface Elements, *European Congress on Computational Methods in Applied Science and Engineering*, 18 pág.
4. Manuel Alejandro Caicedo Silva (2010), Modelación Numérica con Elementos Finitos del Concreto Reforzado con Fibras Cortas Mediante un Modelo Constitutivo de Daño - Plasticidad, Tesis de Maestría en Ingeniería – Estructuras, Universidad Nacional de Colombia, 305 pág.
5. Lina Andrea Herrera Chaparro (2011), Modelación Numérica del Concreto Simple con Elementos Finitos Usando un Modelo Constitutivo de Daño, Tesis de Maestría en Ingeniería – Estructuras, Universidad Nacional de Colombia, 148 pág.
6. Luis Enrique Rodríguez Fajardo (2011), Modelación Numérica del Concreto Simple con Elementos Finitos Usando un Modelo Constitutivo de Plasticidad, Tesis de Maestría en Ingeniería – Estructuras, Universidad Nacional de Colombia, 168 pág.
7. Víctor O García-Álvarez, Ravindra Gettu, And Ignacio Carol (2012), Analysis of Mixed-Mode Fracture in Concrete Using Interface Elements and a Cohesive Crack Model, *Indian Academic of Science, Sadhana Vol 37, Part 1, February 2012*, pp 187 – 205.
8. F. Gatuingt, L. Snozzi, and J. F. Molinari (2013), Numerical determination of the tensile response and the dissipated fracture energy of concrete: role of the mesostructure and influence of the loading rate, *Int. J. Numer. Anal. Meth. Geomech.* 2013; 37:3112–3130, DOI: 10.1002/nag.2181.

2.Comportamiento mecánico de los agregados gruesos, del mortero y del concreto simple

Como material compuesto y a escala mesoscópica, el concreto simple está conformado por mortero y agregado grueso. Durante un proceso de carga, estas dos fases reaccionan e interactúan para dar lugar a la respuesta global del material compuesto, la cual puede ser simplificada en una etapa donde el material presenta una relación esfuerzo-deformación lineal elástica, y una segunda etapa donde el material puede ablandar o endurecer por deformación, con o sin la presencia de macro fisuras.

Actualmente, los modelos usados para simular procesos de carga en aplicaciones prácticas de la ingeniería, basan sus aproximaciones en modelos constitutivos que incluyen parámetros mecánicos como el módulo de Young, la relación de Poisson, la resistencia a la compresión confinada, y la resistencia a la tracción. En la presente investigación se emplean dos modelos constitutivos que incluyen entre 9 y 15 parámetros, algunos de los cuales son parámetros numéricos, otros son parámetros de fácil registro en ensayos de laboratorio, otros son parámetros que deben obtenerse mediante ensayos complejos o que requieren equipos sofisticados poco comunes, y otros son parámetros que deben ser calibrados mediante la ejecución de simulaciones sucesivas y sistemáticas, las cuales deben ejecutarse hasta lograr la calibración del modelo.

Es así que, en este capítulo se presentan algunos valores representativos para los parámetros de común manejo en agregados, morteros y concretos simples; parámetros que posteriormente serán usados para alimentar los modelos constitutivos a emplear en la simulación del proceso de fractura del concreto.

2.1 Generalidades de los agregados gruesos

El agregado es uno de los ingredientes principales en la fabricación del concreto, y su participación volumétrica en una mezcla, se encuentra entre el 70% y 75% del volumen total de una muestra [10], razón por la cual se espera que sus propiedades influyan de manera significativa en la respuesta mecánica del concreto.

De acuerdo con la NSR-10 [1], para el caso de agregados de peso normal, se debe dar cumplimiento a la Norma Técnica Colombiana NTC 174 [2] (ASTM C33-3 [3]), la cual establece los requisitos de gradación y calidad de los agregados finos y gruesos a usar en la fabricación del concreto. Para concretos normales, el agregado fino está compuesto por arena natural y/o arena triturada, cuya granulometría debe enmarcarse en los tamaños y porcentajes indicados en la Tabla 2-1.

Tabla 2-1: Distribución granulométrica para el agregado fino.

Tamiz NTC 32 (ASTM E 11)	Porcentaje en masa que pasa*
9.5 mm	100
4.75 mm	95 a 100
2.36 mm	80 a 100
1.18 mm	50 a 85
600 μm	25 a 60
300 μm	10 a 30
150 μm	2 a 10

* El módulo de finura no debe ser menor a 2.3, ni mayor a 3.1.

Fuente: Tabla tomada de la Norma Técnica Colombiana NTC 174 (ASTM C33-3).

Sin embargo, la Norma Técnica Colombiana admite tamaños menores a los indicados en la Tabla 2-1, siendo el límite inferior el tamiz No 200 (75 μm), a partir del cual se considera la existencia de tamaños no deseados en la mezcla (así estos sean polvo de trituración libre de arcillas o esquistos). De acuerdo con lo presentado en la Tabla 2-1, cualquier partícula con tamaño inferior a los 9.5 mm será considerada como una arena.

En cuanto al agregado grueso, la Norma Técnica Colombiana NTC 174, establece que este material puede estar compuesto por grava, y/o grava triturada, y/o roca triturada, y/o escoria de alto horno enfriada al aire, y/o concreto triturado fabricado con cemento

hidráulico. Por otra parte, y a diferencia de la granulometría establecida para las arenas, en el caso de los agregados gruesos las posibilidades de gradación son mucho más amplias, y de acuerdo con NTC 174 pueden variar entre 90 mm y 2.36 mm, rango en el cual existen múltiples intervalos de trabajo, como se puede apreciar en la Tabla 2-2.

Tabla 2-2: Tamaño del agregado grueso.

#	Tamaño en mm	Material que pasa uno de los siguientes tamices (porcentaje en masa)												
		100 mm	90 mm	75 mm	63 mm	50 mm	37,5 mm	25,0 mm	19,0 mm	12,5 mm	9,5 mm	4,75 mm	2,36 mm	1,18 mm
1	90 a 37,5	100	90	-	25	-	0	-	0	-	-	-	-	-
			100	-	60	-	15	-	5	-	-	-	-	-
2	63 a 37,5	-	-	100	90	35	0	-	0	-	-	-	-	-
					100	70	15	-	5	-	-	-	-	-
3	50 a 25,0	-	-	-	90	35	0	-	0	-	-	-	-	-
					100	70	15	-	5	-	-	-	-	-
357	50 a 4,75	-	-	-	95	-	35	-	10	-	0	-	-	-
					100	100	70	-	30	-	5	-	-	-
4	37,5 a 19,0	-	-	-	-	100	90	20	0	-	0	-	-	-
							100	55	15	-	5	-	-	-
467	37,5 a 4,75	-	-	-	-	100	95	-	35	-	10	0	-	-
							100	-	70	-	30	5	-	-
5	25,0 a 12,5	-	-	-	-	-	90	20	0	0	-	-	-	-
							100	-	55	10	5	-	-	-
56	25,0 a 9,5	-	-	-	-	-	90	40	10	0	0	-	-	-
							100	-	85	40	15	5	-	-
57	25,0 a 4,75	-	-	-	-	-	95	-	25	-	0	0	-	-
							100	-	60	-	10	5	-	-
6	19,0 a 9,5	-	-	-	-	-	-	90	20	0	0	-	-	-
								100	-	55	15	5	-	-

Tabla 2-2: (Continuación)

#	Tamaño en mm	Material que pasa uno de los siguientes tamices (porcentaje en masa)												
		100 mm	90 mm	75 mm	63 mm	50 mm	37,5 mm	25,0 mm	19,0 mm	12,5 mm	9,5 mm	4,75 mm	2,36 mm	1,18 mm
67	19,0	-	-	-	-	-	-	-	90	-	20	0	0	-
	a	-	-	-	-	-	-	100	-	-	-	-	-	-
7	12,5	-	-	-	-	-	-	-	90	40	0	0	-	
	a	-	-	-	-	-	-	-	100	-	-	-	-	-
8	9,5	-	-	-	-	-	-	-	-	85	10	0	0	
	a	-	-	-	-	-	-	-	-	100	-	-	-	-
	2,36	-	-	-	-	-	-	-	-	100	30	10	5	

Fuente: Tabla tomada de la Norma Técnica Colombiana NTC 174 (ASTM C33-3).

2.1.1 Módulo de elasticidad de los agregados gruesos

El módulo de elasticidad o módulo de Young de los agregados se determina mediante ensayos de laboratorio, tales como el ensayo de compresión inconfiada, ensayos de transmisión de ondas, ensayos triaxial, o cualquier otro tipo de prueba directa o indirecta. Este parámetro presenta fuertes variaciones dependiendo del tipo de roca a que se haga referencia, tal como se muestra en la Tabla 2-3.

Tabla 2-3: Valores mínimos y máximos del módulo de Young para algunos tipos de roca.

Roca	MÓDULO DE ELASTICIDAD			
	Valor mínimo		Valor máximo	
Mármol	7.2 x 10 ⁶ psi	49640 MPa	11.9 x 10 ⁶ psi	82050 MPa
Caliza	0.4 x 10 ⁶ psi	2757 MPa	12.0 x 10 ⁶ psi	82740 MPa
Granito	3.1 x 10 ⁶ psi	21370 MPa	10.0 x 10 ⁶ psi	68950 MPa
Diorita	8.0 x 10 ⁶ psi	55160 MPa	14.6 x 10 ⁶ psi	100700 MPa
Gneis	3.5 x 10 ⁶ psi	24130 MPa	9.7 x 10 ⁶ psi	66880 MPa
Arenisca	0.9 x 10 ⁶ psi	6205 MPa	7.3 x 10 ⁶ psi	50330 MPa
Dolomita	2.8 x 10 ⁶ psi	19310 MPa	11.3 x 10 ⁶ psi	77910 MPa
Marga	1.8 x 10 ⁶ psi	12410 MPa	7.0 x 10 ⁶ psi	48260 MPa
Diabasa	8.9 x 10 ⁶ psi	61360 MPa	13.9 x 10 ⁶ psi	95840 MPa

Tabla 2-3: (Continuación)

Roca	MÓDULO DE ELASTICIDAD			
	Valor mínimo		Valor máximo	
Basalto	8.3 x 10 ⁶ psi	57230 MPa	12.4 x 10 ⁶ psi	85490 MPa
Shale	1.6 x 10 ⁶ psi	11030 MPa	9.9 x 10 ⁶ psi	68260 MPa
limolitas	4.5 x 10 ⁶ psi	31030 MPa	10.8 x 10 ⁶ psi	74460 MPa

Fuente: L. Obert et al. [5].

Para algunos tipos de roca usadas en la elaboración de concretos, es común que se fijen valores promedio de sus propiedades mecánicas, como, por ejemplo, para el Modulo de Young. Como lo indica Enrique Rivva López [6], el valor promedio del Módulo de Young para las rocas comunes en la elaboración de agregados, es cercano al presentado en la Tabla 2-4.

Tabla 2-4: Valores promedio para el Módulo de Young de algunos tipos de roca.

ITEM	MÓDULO DE ELASTICIDAD	
	Valor promedio	
Granito	610000 kg/cm ²	61000 MPa
Areniscas	310000 kg/cm ²	31000 MPa
Calizas	280000 kg/cm ²	28000 MPa
Diabasas	860000 kg/cm ²	86000 MPa
Gabro	860000 kg/cm ²	86000 MPa

Fuente: Enrique Rivva López [6]

Esta variación en el Modulo de Young, hace que sea poco práctico analizar cada valor individual reportado, razón por la cual una alternativa para el estudio del comportamiento elástico de muestras de concreto (a escala mesoscópica), puede ser el uso de la relación de módulos entre fases. Es así que se define la Relación de Módulos como $Rm = E_a/E_m$, a partir de la cual se simplifica el análisis e interpretación del comportamiento elástico de muestras de concreto a escala mesoscópica, ya que su empleo disminuye el número de variables que deben ser representadas, y permite establecer rangos de comportamiento con mayor facilidad.

Los valores a estudiar para la Relación de Módulos de Young R_m , se obtienen al tomar los datos reportados por Enrique Rivva López [6], como se indica en la Tabla 2-5.

Tabla 2-5: Relación de Módulos de Young R_m , para algunas rocas comúnmente usadas en la fabricación de concretos.

Tipo de roca	Relación de Módulos $R_m = E_a/E_m$
Calizas	1.12
Areniscas	1.24
Granito	2.44
Gabro	3.44

Fuente: El Autor

Como complemento a las relaciones de módulos listadas en la tabla anterior, también se analizaran valores de R_m iguales a 1, 2, 2.8 y 4.

Por otra parte, en libros especializados en mecánica de rocas, tales como “Rock Mechanics and the Design of structures in rock”, cuyo autor es L. Obert et al. [5], puede verse que la relación de Poisson para un gran número de rocas, tiene un valor promedio cercano a 0.2. Este valor también es usado por A. Caballero et al [4], en simulaciones de procesos de carga sobre muestras de concreto a escala mesoscópica.

2.1.2 Resistencia a la compresión inconfiada de los agregados gruesos

Otro parámetro importante, es la resistencia a la compresión inconfiada del agregado grueso. La Tabla 2-6 indica valores típicos de resistencia a la compresión y la deformación unitaria de rotura de algunas rocas utilizadas en la producción de concreto.

A partir de múltiples ensayos de laboratorio, Z.T. Bieniawski [7] presenta expresiones para el cálculo de la resistencia a la compresión triaxial de varios tipos de roca, así como líneas de tendencia con las cuales se relaciona la resistencia a la compresión inconfiada, la resistencia a la compresión triaxial, y el esfuerzo de confinamiento. De acuerdo con el citado autor, la ecuación 2.1 permite estimar la resistencia a la compresión triaxial para varios tipos de rocas.

$$f_2 = f_{uc} A \left[\frac{\sigma_h^a}{f_{uc}} \right]^{kb} + 1 \tag{2.1}$$

En esta ecuación, σ_h^a es el esfuerzo hidrostático de confinamiento, f_{uc} es la resistencia a la compresión inconfiada, f_2 es la resistencia a la compresión uniaxial para muestras que a su vez son sometidas a un esfuerzo hidrostático σ_h^a . Por otra parte, kb y A , son parámetros de ajuste y su valor se presenta en la Tabla 2-7

Tabla 2-6: Resistencia a la compresión inconfiada para rocas típicas usadas en la fabricación de concreto.

ITEM	Resistencia a la compresión (psi x 10 ³)		Deformación unitaria de rotura al alcanzar la resistencia a la compresión x 10 ⁻⁶	
	mínimo	máximo	mínimo	máximo
Granito ¹	23=(158,579 MPa)	42.6=(293,716 MPa)	4030	8660
Arenisca ²	4.8=(33,094 MPa)	34.1=(235,111 MPa)	3150	12000
Caliza ³	0.7=(4,826 MPa)	29.8=(205,463MPa)	1630	8000
Diabasas - Gabro ⁴	147 MPa a 176 MPa (respectivamente)		No se reporta	

Fuentes: L. Obert et al. [2.5], E. Rivva. [2.6]

Tabla 2-7: Criterio empírico para la determinación de la resistencia a la compresión triaxial.

Tipo de roca	$f_2 = f_{uc} A \left[\frac{\sigma_h^a}{f_{uc}} \right]^{kb} + 1$	
Norita (roca ígnea)	A=5	Error=3.6%
Cuarcita (roca metamórfica)	A=4.5	Error=9.2%
Arenisca (roca sedimentaria)	A=4	Error=5.8%
Todo tipo de roca	A=3.5	Error=10.4%

* Para el ensayo de compresión triaxial, kb toma un valor de 0.75.

Fuente: Tomado de Z.T. Bieniawski [7].

¹ Valor reportado por L. Obert et al. [2.5]

² Valor reportado por L. Obert et al. [2.5]

³ Valor reportado por L. Obert et al. [2.5]

⁴ Valor reportado por E. Rivva. [2.6]

2.1.3 Resistencia a la tracción de los agregados gruesos

En cuanto a la resistencia a la tracción de las rocas, Z.T. Bieniawski [7] reporta que este parámetro tiene un valor de aproximadamente un 10% de la resistencia a la compresión inconfiada, y que el error en esta aproximación, respecto a los valores medidos en laboratorio, es de cerca del 1%.

2.2 Generalidades del mortero

La segunda fase que, a escala mesoscópica, hace parte principal del concreto simple, es la matriz de mortero la cual circunda y une los agregados. En la presente investigación, se considera que el mortero es una masa homogénea conformada por cemento, agua y todas aquellas partículas de agregado cuyo diámetro es inferior a 9.5 milímetros.

Con el propósito de acotar el problema, se busca seleccionar un único mortero de referencia, el cual será usado en las simulaciones con diferentes agregados. Con esto se busca resaltar el efecto de los agregados en la respuesta del material compuesto, ya que, en razón a su origen, estos materiales presentan una mayor variabilidad en sus propiedades mecánicas en comparación con el mortero.

2.2.1 Módulo de elasticidad del mortero

En simulaciones numéricas de ensayos de tracción y compresión sobre muestras de concreto simple a escala mesoscópica, referencias bibliográficas como A. Caballero et. al [4], o Sun-Myung Kim et. al [11], emplean valores de 25.000 MPa para el módulo de elasticidad o módulo de Young del mortero, y una relación de Poisson de 0.2. Por otra parte, su valor experimental, es reportado por Taylor [12], así como por Karsan y Jirsa [13].

Vale la pena aclarar, que el tomar como valor de referencia un módulo de Young de 25.000 MPa, no significa que este parámetro sea constante, ya que su valor puede variar sensiblemente debido a la cantidad de cemento usado en la mezcla, la relación agua cemento, la calidad de fabricación, etc.

2.2.2 Resistencia a la compresión inconfiada del mortero

En lo referente a la resistencia a la compresión inconfiada de un mortero con módulo de elasticidad cercano a 25000 MPa, nuevamente recurrimos a las publicaciones de Sun-Myung Kim et. al [11], quienes para este tipo de morteros presentan curvas esfuerzo-deformación numéricas, donde puede observarse una resistencia a la compresión inconfiada de aproximadamente 35MPa. Al igual que para el caso del módulo de Young y la relación de Poisson, su valor experimental de 35MPa, es reportado por Taylor [12], así como por Karsan y Jirsa [13].

2.3 Resistencia a la tracción del mortero

La resistencia a la tracción del mortero estructural puede ser tomada como el 10% de la resistencia a la compresión inconfiada, esto puede confirmarse al revisar trabajos como los publicados por Sun-Myung Kim et. al [11].

2.4 Generalidades del concreto simple

Como se ha mencionado anteriormente, en la práctica diaria de la ingeniería es común que el concreto sea visto como un material homogéneo e isotrópico, donde no se hace distinción entre el agregado y el mortero. Para esta escala de análisis, existen múltiples referencias donde puede consultarse los valores típicos para las propiedades mecánicas del concreto simple, o expresiones para su cálculo que dependen de alguna propiedad fácilmente accesible, o de algún valor de resistencia que se desea obtener.

2.4.1 Módulo de elasticidad del concreto

De acuerdo con la NSR-10 - CR.8.5, el módulo elástico para el concreto se define como la pendiente de la secante trazada desde un esfuerzo nulo hasta un esfuerzo de compresión de $0.45f'_{uc}$, siendo f'_{uc} la resistencia a la compresión simple o no confinada. En este mismo apartado de la NSR-10, se indica que para un concreto que tenga una densidad, W_c , entre 1140 kg/m³ y 2460 kg/m³, el módulo elástico promedio puede calcularse con las siguientes expresiones dependiendo del origen geológico del agregado.

Para agregado grueso de origen ígneo

$$E_c = W_c^{1.5} 0.047 \sqrt{f'_{uc}} \text{ en MPa} \quad (2.2)$$

Para agregado grueso de origen metamórfico

$$E_c = W_c^{1.5} 0.041 \sqrt{f'_{uc}} \text{ en MPa} \quad (2.3)$$

Para agregado grueso de origen sedimentario

$$E_c = W_c^{1.5} 0.031 \sqrt{f'_{uc}} \text{ en MPa} \quad (2.4)$$

Para el caso de concretos de peso normal, el Modulo de Young puede calcularse como

$$E_c = 4700 \sqrt{f'_{uc}}.$$

Por otra parte, en NSR-10 - CR.8.5 se indica que, en caso de no contarse con información experimental, la relación de Poisson para el concreto, puede tomarse como 0.2.

2.4.2 Resistencia a la compresión inconfiada del concreto

En la práctica, la resistencia a la compresión inconfiada de un concreto simple en elementos estructurales, tiene un valor entre 20 y 45 MPa, sin embargo, cada vez se hacen más comunes concretos de mayores resistencias, llegando a valores cercanos a los 83 MPa. Este parámetro es tal vez la propiedad más popular del concreto, y a partir de la misma se suele estimar su módulo de elasticidad, la relación de Poisson, y en si cualquier otra propiedad que pueda requerirse para la modelación de estructuras en concreto. Su estimación usualmente se realiza mediante ensayos de compresión inconfiada, o con ensayos indirectos que se basan en su rigidez. Por otra parte, existen diseños de mezclas calibrados para obtener una resistencia específica, a partir de la adecuada combinación del agregado, el mortero y el agua.

2.4.3 Resistencia a la tracción del concreto

Al igual que para el caso del agregado, y el mortero, los valores de referencias para la resistencia a la tracción del concreto, en promedio se ubican en el 10% de la resistencia a

la compresión inconfiada de este material, como lo señalan autores como Arthur H. Nilson [10].

2.5 Tendencias de comportamiento del concreto simple a escala mesoscópica

En los ensayos de compresión inconfiada realizados sobre muestras prismáticas de altura variable, se presenta localización de la deformación. Adicionalmente, el comportamiento pos-pico depende del tipo de restricción impuesta en los apoyos, lo cual representa un gran obstáculo al momento de definir la curva esfuerzo-deformación del concreto en compresión, ya que no es claro que curva usar para analizar estructuras que trabajen o puedan fallar bajo este tipo de carga, J.G.M. van Mier [8].

La fractura del concreto en compresión uniaxial o multiaxial, es un proceso tridimensional bastante complicado, y muchos detalles referentes al mecanismo de fractura a nivel meso mecánico, aún están por estudiar, J.G.M. van Mier [8]. En este sentido, las simulaciones del proceso de falla del concreto a escala mesoscópica, preferiblemente deben realizarse en tres dimensiones.

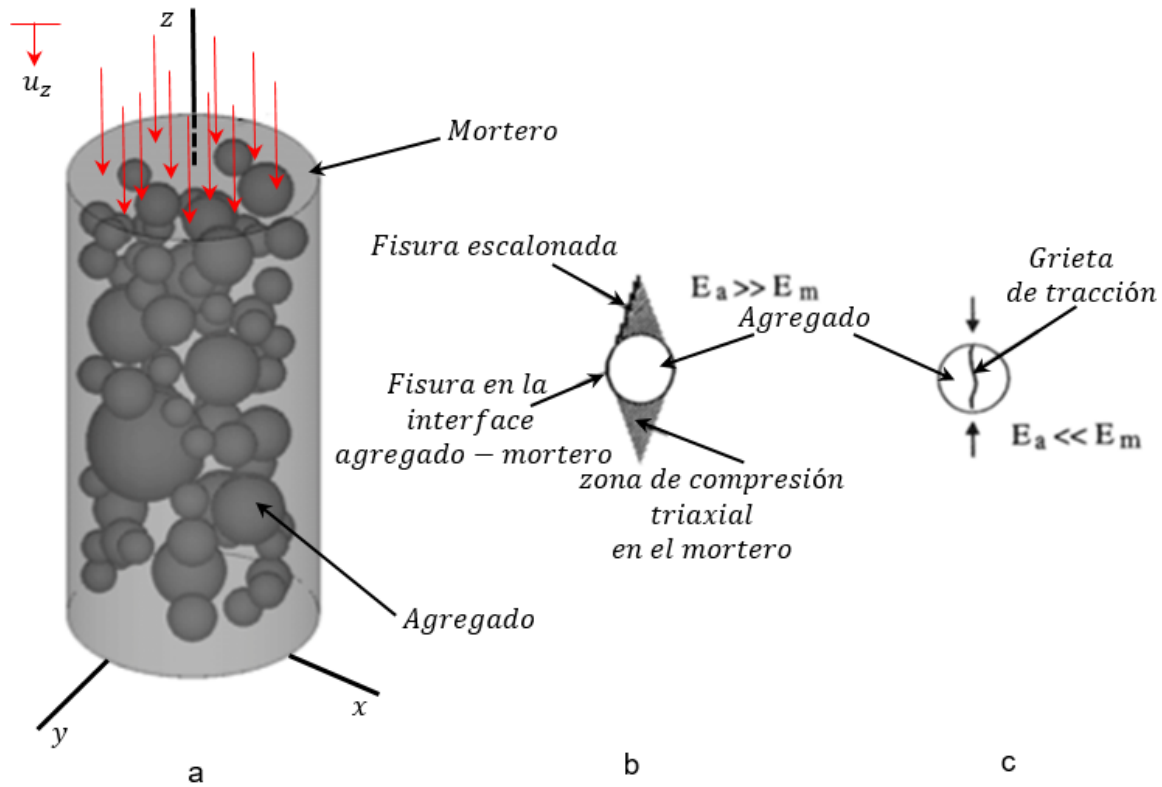
2.5.1 Comportamiento antes del pico de resistencia

En ensayos de compresión inconfiada sobre cilindros de concreto compuesto por agregados de mayor rigidez que el mortero, Figura 2-1 a, la matriz de mortero fluye alrededor del agregado más rígido, dando lugar a tensión lateral y fisuración en la transición o interface entre agregado y mortero, Figura 2-1 b. Teniendo en cuenta que, en este caso, las deformaciones laterales en el mortero serán mayores que las experimentadas por el agregado más rígido, se desarrollaran esfuerzos de corte sobre y bajo los agregados, dando lugar a los conos de corte que han sido reportados por varios autores [8], y que son esquematizados en la Figura 2-1 b.

De acuerdo con J.G.M. van Mier [8], las fisuras se desarrollan y crecen de manera escalonada a lo largo del borde de cada cono de corte, sin desarrollarse en su interior. Esto se debe a que en la zona donde se ubica el cono de corte, también actúa un estado de esfuerzos triaxial asociado al bulbo de isoesfuerzos generado por la reacción del

agregado frente a la carga impuesta en los apoyos de la muestra. Esto demuestra que, aunque a escala macroscópica el ensayo de compresión confinada puede verse como una prueba donde el confinamiento relativo es nulo, a nivel del punto material el estado de esfuerzos puede ser triaxial y la curva esfuerzo-deformación puede llegar a endurecer con el incremento en la deformación.

Figura 2-1: Conos de corte sobre agregados cuya rigidez es mayor a la del mortero circundante: a). Cilindro de concreto a escala mesoscópica, b). Ubicación del cono de corte sobre y bajo el agregado, c). Fractura del agregado por tracción.

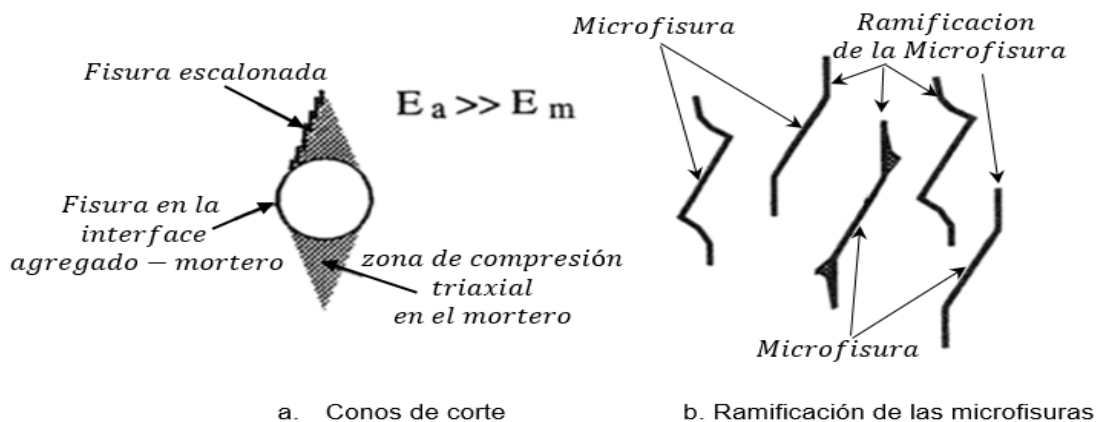


Fuente: Adaptado de "Failure of Concrete Under Uniaxial Compression", J.G.M. van Mier [8].

J.G.M. van Mier [8], también señala que el modo de falla es dependiente de la relación de rigidez entre mortero y agregado (o cualquier tipo de porosidad), y que el valor inicial del Módulo de Young para un concreto, depende de la rigidez y volumen de las fases que hacen parte de la muestra, lo cual incluye a los poros. De igual manera, el citado autor manifiesta que cuando el agregado tiene una rigidez menor a la del mortero, prevalece la fisuración del agregado por tracción, similar a lo ocurrido en el ensayo de tracción indirecta o Ensayo de Brasil, esquematizado en la Figura 2-1 c.

En el ensayo de compresión inconfiada sobre cilindros de concreto cuyo agregado tiene mayor rigidez que el mortero, las micro-fisuras que se han generado en la etapa anterior al pico de resistencia, no son verticales, sino que tienen una inclinación asociada a la pendiente de la interface del cono de corte, donde tiene origen la microfisura. La dirección vertical final de fisura se da por el crecimiento de ramificaciones de las microfisuras iniciales, como se muestra en la Figura 2-2. Por otra parte, la propagación de las microfisuras, solo se da por el incremento del esfuerzo vertical de compresión, según lo expuesto por J.G.M. van Mier [8].

Figura 2-2: Evolución de las fisuras en dirección vertical, a partir de la propagación de ramificaciones de las microfisuras que tiene su origen en la interface de conos de corte.



Fuente: Adaptado de "Failure of Concrete Under Uniaxial Compression", J.G.M. van Mier [8].

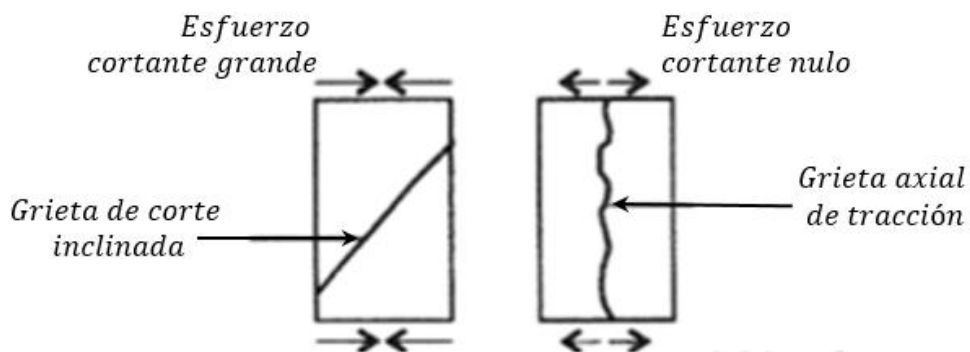
2.5.2 Comportamiento post-pico de resistencia

Cuando se alcanza el esfuerzo máximo a compresión, es decir en el pico de la curva entre el esfuerzo y la deformación, se alcanza la densidad crítica de fisuras [8]. Después de este pico, se presenta una reducción del esfuerzo global en la probeta, acompañada del decrecimiento de la deformación en las zonas no fisuradas, y el aumento de esta en la zona fisurada. En el caso de una simulación numérica del ensayo de compresión inconfiada sobre muestras de concreto simple, esta etapa denominada "ablandamiento por deformación" (en realidad ablandamiento por fisuración), depende en las siguientes variables [9];

- a. La restricción friccional impuesta por los apoyos sobre la muestra, la cual puede considerarse como casos extremos que la deformación radial de la muestra en su contacto con el apoyo es nula, o que la deformación radial no sufre restricción alguna.
- b. La forma y tamaño de la muestra.
- c. La composición de la muestra, como, por ejemplo, la calidad de sus componentes o fases, la geometría de los agregados, la participación volumétrica de las fases, etc.

Algunos autores [8 - 9] reportan que la restricción friccional en los apoyos produce esfuerzos cortantes en los extremos, los cuales determinan la dirección de las fisuras de la muestra en la escala macroscópica. Es así que para muestras cilíndricas de concreto con una relación altura diámetro $h/d \geq 2$, y agregados de buena calidad cuya resistencia es mayor a la resistencia del mortero, la dirección de la fisura en el instante de falla es inclinada cuando la restricción friccional en los apoyos es alta, o es vertical cuando tal restricción es baja, esto se esquematiza en la Figura 2-3.

Figura 2-3: Fallas típicas para concretos con agregados de buena calidad y dos tipos de apoyo.



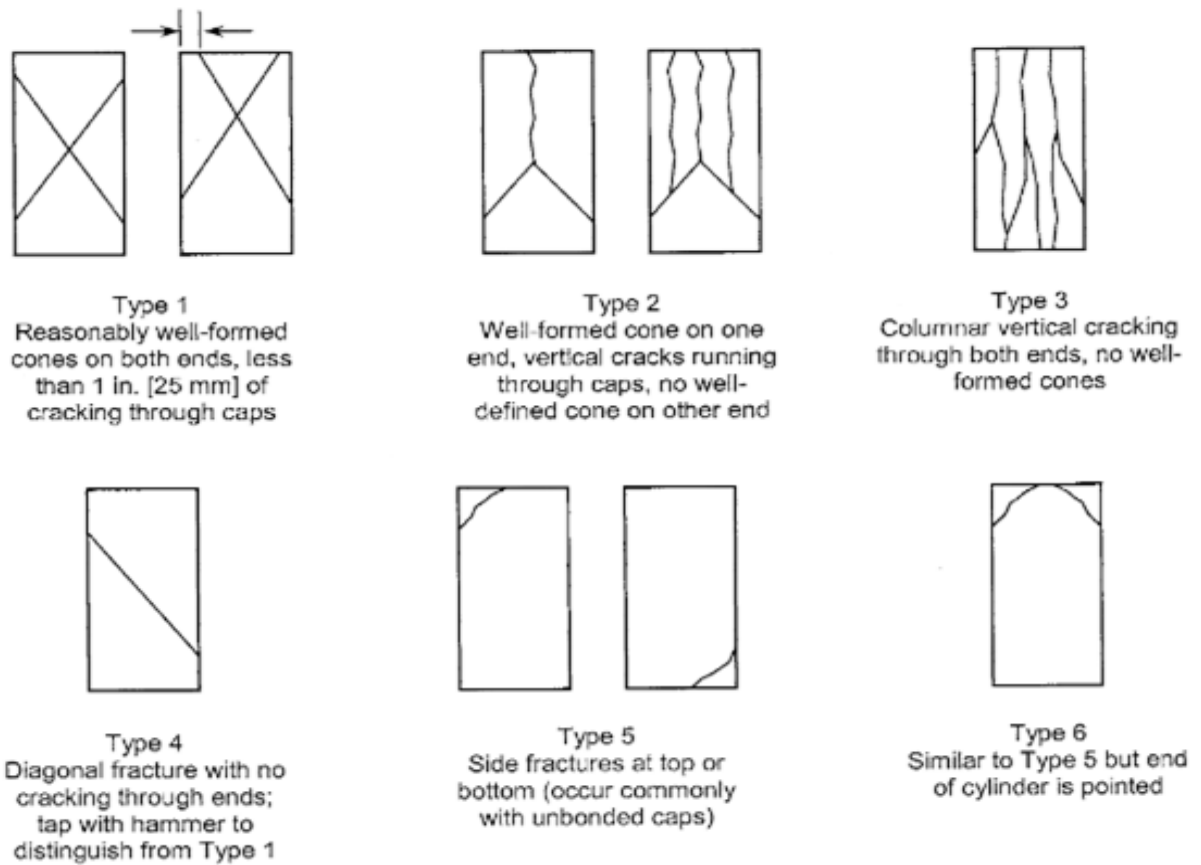
Fuente: Adaptado de "Failure of Concrete Under Uniaxial Compression", J.G.M. van Mier [8].

Para el caso de muestras de concreto simple, donde el agregado es de menor calidad que el mortero circundante, no se encontró información referente al tipo de falla que puede presentarse en función de las restricciones impuestas en los apoyos, lo cual representa un vacío importante que debe ser llenado para mejorar la precisión de los estudios y análisis

que permiten estimar los posibles daños, que durante un sismo, se podrían presentar en edificaciones en cuya construcción no se llevó a cabo un control estricto en la calidad de los materiales.

La ASTM C 39/C39M [14], incluye esquemas representativos de los patrones de fractura comunes en ensayos de compresión inconfiada sobre muestras cilíndricas de concreto simple, Figura 2-4.

Figura 2-4: Fallas típicas para concretos con agregados de buena calidad y dos tipos de apoyo.



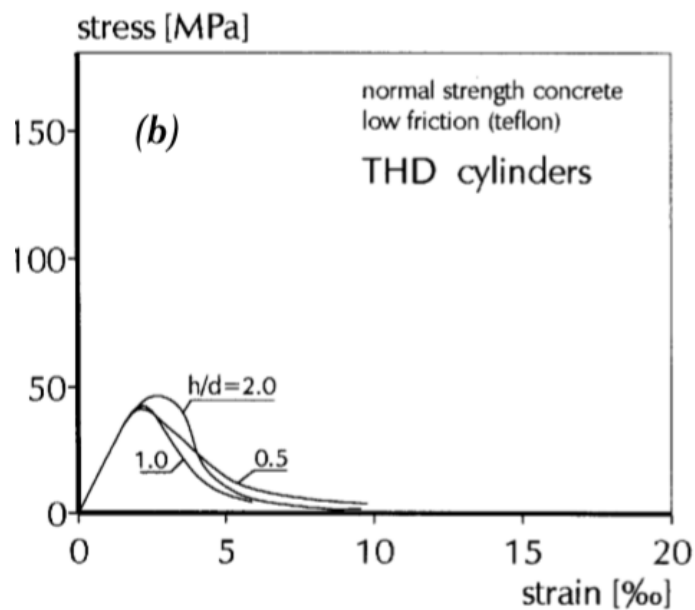
Fuente: Imagen tomada de ASTM C 39/C39M [14].

Aunque en la ASTM C 39/C39M [14], no se especifica los niveles de restricción al desplazamiento radial que deben ser impuestos al cilindro de concreto durante el ensayo de compresión inconfiada, los patrones de fractura presentados en esta norma, son útiles

para verificar la calidad de las simulaciones presentadas en el Capítulo 6 y 7, ya que los patrones de fisuración que se obtengan pueden tender a alguno de los presentados en la Figura 2-4. Por otro lado, una relación de 2.0 entre la menor dimensión de la sección transversal y la longitud de la probeta, asegura resultados confiables y reproducibles del ensayo de compresión inconfiada sobre muestras de concreto [8], [9].

En los resultados experimentales publicados por J.G.M. van Mier [8], [9], puede observarse que cuando la fricción entre la muestra y el apoyo es baja, la resistencia de la muestra se ve afectada por la relación de esbeltez. Esta tendencia de comportamiento es visible en la Figura 2-5, en la cual se presentan los resultados de ensayos de compresión inconfiada sobre muestras de concreto simple con diferentes relaciones de esbeltez; en estas pruebas, la baja fricción es simulada experimentalmente por una capa de teflón entre el apoyo y la muestra.

Figura 2-5: Curvas esfuerzo-deformación experimentales reportadas para muestras de concreto con diferentes relaciones de esbeltez, y baja fricción en los apoyos.

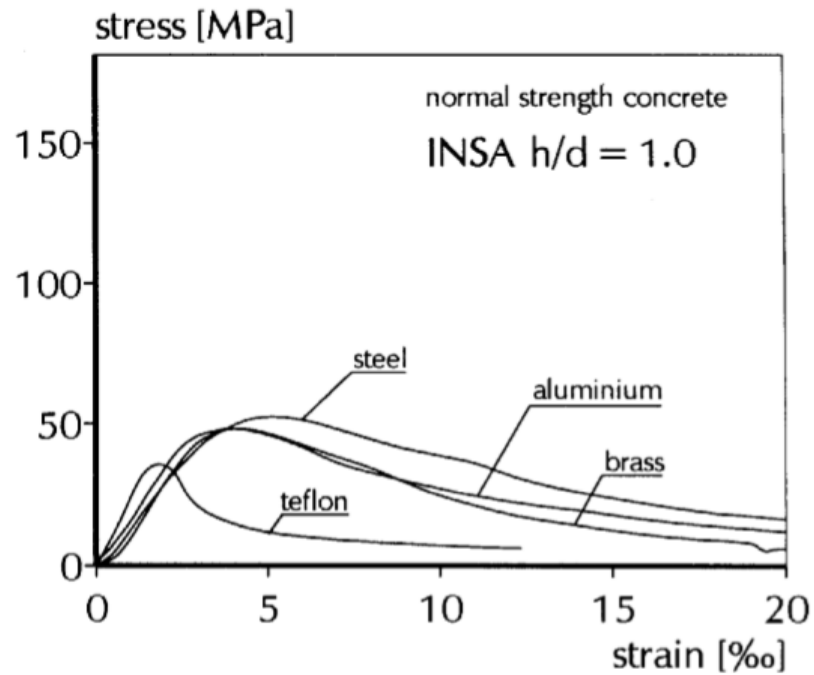


Fuente: Imágenes tomadas de J.G.M. van Mier [9].

En la Figura 2-6 es posible observar que a medida que disminuye la fricción en el apoyo, también disminuye la resistencia pico y la ductilidad de la muestra. Estas tendencias de comportamiento son importantes para interpretar los resultados de las simulaciones que

se presentan en el Capítulo 6 y 7, en especial los valores de resistencia máximos obtenidos en las simulaciones, donde se considera que la fricción entre el apoyo y la muestra es nula.

Figura 2-6: Variación de la resistencia y la ductilidad de muestras de concreto en el ensayo de compresión inconfiada, respecto a la variación en la fricción impuesta en los apoyos.



Fuente: Imágenes tomadas de J.G.M. van Mier [9].

Bibliografía

1. Reglamento Colombiano de Construcción Sismo Resistente NSR-10, Ministerio de Ambiente, Vivienda y Desarrollo Territorial, Viceministerio de Vivienda y Desarrollo Territorial, Dirección del Sistema Habitacional, Republica de Colombia, 2010.
2. Instituto Colombiano de Normas Técnicas y Certificación – ICONTEC, Especificaciones de los Agregados para Concreto NTC – 174, Editada por el Instituto Colombiano de Normas Técnicas y Certificación, Quinta actualización, 2000.
3. American Society for Testing and Materials, Standard Specification for Concrete Aggregates ASTM C 33-03. United States, 2003.
4. A. Caballero, C.M. López, I. Carol, 3D Meso-structural analysis of concrete specimens under uniaxial tension. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 195 (2006) 7182 - 7195. doi:10.1016/j.cma.2005.05.052.
5. L. Obert and W. I. Duvall. *Rock Mechanics and the Design of structures in rock*. John Wiley and Sons, Inc., United States, 1967.
6. E. Rivva, *Naturaleza y Materiales del Concreto*, II Congreso Nacional de Estructuras y Construcción, Lima - Perú, 2000.
7. Z.T. Bieniawski. Estimating the strength of rock materials, *Journal of the south African institute of mining and metallurgy*, 1974.
8. J.G.M. van Mier. Failure of Concrete Under Uniaxial Compression: An Overview. *Fracture Mechanics of Concrete Structures, Proceedings FRAMCOS-3, AEDIFICATIO Publishers, D-79104 Freiburg, Germany. (2014):1169-1182.*
9. J.G.M. van Mier, S. P. Shah, M. Arnaud, J.P. Balayssac, A. Bascoul, S. Choi, D. Dasenbrock, G. Ferrara, C. French, M.E. Gobbi, B.L. Karihaloo, G. König, M.D. Kotsovos, J. Labuz, D. Lange-Kornbak, G. Markeset, M.N. Pavlovic, G. Simsch, K-C. Thienel, A. Turatsinze, M. Ulmer, H.J.G.M. van Geel, M.R.A. van Vliet, D. Zissopoulos. Strain-softening of concrete in uniaxial compression. *Materials and Structures*, Vol. 30. (1997):195-209.
10. Arthur H. Nilson. *Diseño de Estructuras de Concreto*. ISBN-13: 978-9586009539, Mc Graw Hill, Inc. 2000.
11. Sun-Myung Kim, Rashid K. Abu Al-Rub, Meso-scale computational modeling of the plastic-damage response of cementitious composites, *Cement and Concrete Research*, Volume 41, Issue 3, 2011, Pages 339-358.

-
12. R.L. Taylor, FEAP: a finite element analysis program for engineering workstation, (Draft version), Rep. No. UCB/SEMM-92 Department of Civil Engineering, University of California, Berkeley, 1992.
 13. I.D. Karsan, J.O. Jirsa, Behavior of concrete under compressive loadings, Journal of the Engineering Mechanics Division (ASCE) 95, 1969, Pages 2535 -2563.
 14. American Society for Testing and Materials, Standard Test Method for Compressive Strength of Cylindrical Concrete Specimens ASTM C 39/C39M - 14. United States, 2014.

3. Procedimiento de generación de volúmenes de agregados en el interior de la probeta

En este trabajo de investigación se ha considerado que el concreto es un material compuesto por un conjunto de rocas esféricas o agregados, dispuestos de forma aleatoria en el interior de una matriz de mortero. Para representar el material en esta escala se ha desarrollado un procedimiento de generación de volúmenes de los agregados dentro del volumen de la probeta.

Para tal fin, se formula e implementa en Matlab un procedimiento numérico capaz de distribuir conjuntos de partículas esféricas de diferente diámetro al interior de un volumen cilíndrico con las dimensiones de la probeta de concreto. Tales esferas representan los agregados y el volumen restante del cilindro representa el mortero.

3.1 Geometría de la muestra

La muestra o probeta tiene forma de cilindro de diámetro d y altura h , cuya relación h/d es igual a 2.0.

3.2 Características de los agregados

Como ya ha sido mencionado, los agregados se representan con partículas esféricas, y su diámetro debe ser superior al de las arenas (9.5mm). Por otra parte, para el desarrollo de la investigación se selecciona la granulometría número 56 de la NTC 174, ver Capítulo 2, ya que su rango de tamaño se ajusta al encontrado en los agregados que comúnmente son empleados en la elaboración de concretos convencionales, ver Tabla 3-1.

Tabla 3-1: Distribución granulométrica para el agregado grueso – Granulometría 56 NTC 174.

Tamiz NTC 32 (ASTM E 11)	Porcentaje en masa que pasa
37.5 mm	100
25 mm	90 a 100
19 mm	40 a 85
12.5 mm	10 a 40
9.5 mm	0 a 15
4.75 mm	0 a 5

Fuente: Tabla tomada de la Norma Técnica Colombiana NTC 174.

Como puede observarse en la Tabla 3-1, el porcentaje de masa que pasa por cada tamiz representativo en la granulometría 56, varía entre un límite inferior y un límite superior, por lo que para simplificar el problema y disminuir el número de variables que pueden incidir en la respuesta global del material, se opta por fijar el porcentaje de masa que pasa por cada tamiz de referencia. Es así que para el tamiz con abertura de 19 mm y el tamiz con abertura de 12.5 mm, se toma el valor promedio. Para el tamiz con abertura de 37.5 mm se toma el límite superior, y para los tamices de 25 mm y 9.5 mm se toma el límite inferior, ver Tabla 3-2.

Tabla 3-2: Distribución granulométrica seleccionada.

Tamiz NTC 32 (ASTM E 11)	Porcentaje en masa que pasa	Porcentaje en masa retenido
37.5 mm	100	0
25 mm	90	10
19 mm	62.5	27.5
12.5 mm	25	37.5
9.5 mm	0	25

Nota: El porcentaje volumétrico de agregado que se retiene en cada tamiz (porcentaje respecto a la muestra total de agregado usado en la mezcla), resulta ser el mismo porcentaje en masa de agregado retenido.

Fuente: Valores adoptados a partir de la Norma Técnica Colombiana NTC 174.

Teniendo en cuenta lo anterior, las partículas se agrupan en 4 rangos de tamaño como se indica en la Tabla 3-3.

Tabla 3-3: Rangos de tamaño para el agregado grueso. El porcentaje se da respecto al 100% del agregado incluido en la muestra.

Rango	Tamaño del agregado grueso	Porcentaje
Rango 1	Rango 1 = Entre 25mm y 37.5mm. (Grava de pulgada)	10%
Rango 2	Rango 2 = Entre 19mm y 25mm. (Grava de 3/4 de pulgada)	27.5%
Rango 3	Rango 3 = Entre 12.5mm y 19mm. (Grava de 1/2 pulgada)	37.5%
Rango 4	Rango 4 = Entre 9.5mm y 12.5mm (Grava de 3/8 de pulgada)	25%

Fuente: El Autor

Como puede observarse en la Tabla 3-3, la suma de los porcentajes de participación de los agregados por rango de tamaño, es el 100% del agregado presente en la muestra.

3.3 Parámetros de entrada

Por defecto, los parámetros de entrada del procedimiento de generación de volúmenes son: el diámetro de la probeta cilíndrica d , y el porcentaje total de agregado. En general el código puede ser modificado con facilidad para que puedan ser ingresadas otras variables, como: la altura de la muestra, el porcentaje de agregado por cada rango de tamaño, el tipo de distribución de tamaños a emplearse en cada rango de tamaño, y el número de partículas a generarse por cada rango de tamaño.

3.4 Variables Aleatorias

La composición del concreto muestra características aleatorias en un rango determinado como el tamaño y la ubicación de los agregados. En el procedimiento numérico propuesto, el diámetro y la posición del centro de cada esfera que representa una partícula de agregado en el interior del volumen de la probeta, son variables aleatorias con distribución lineal y uniforme.

3.5 Generación y ubicación de los agregados

Para una granulometría dada (granulometría número 56 de la NTC 174), y para un rango de tamaño de agregado específico, como se muestra en la Tabla 3-3, se generan de manera aleatoria 5000 diámetros de las partículas, usando para esto una distribución uniforme. Posteriormente, de manera aleatoria, se selecciona un diámetro desde el

paquete de N diámetros disponibles, lo cual continua hasta alcanzar el número de partículas requeridas para cada rango de tamaño.

Para insertar una partícula al interior del volumen de la probeta, en primer lugar, se calcula una posible ubicación para su centro geométrico, lo cual se logra al multiplicar el diámetro y la altura del cilindro por números aleatorios, cuyo valor se encuentra entre cero y uno. Con estas coordenadas y con el radio o diámetro de la partícula que se desea insertar, se controla que la partícula no se intercepte con partículas preexistentes o con las paredes del cilindro.

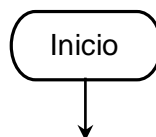
Además de la condición anterior, en el algoritmo elaborado se establece una separación mínima entre partículas o entre partículas y paredes del cilindro, que garantice la existencia de una capa de mortero rodeando todos los agregados. En las simulaciones realizadas se utilizó una separación de 1 milímetro, con el fin de evitar mallas de elementos finitos extremadamente finas entre volúmenes.

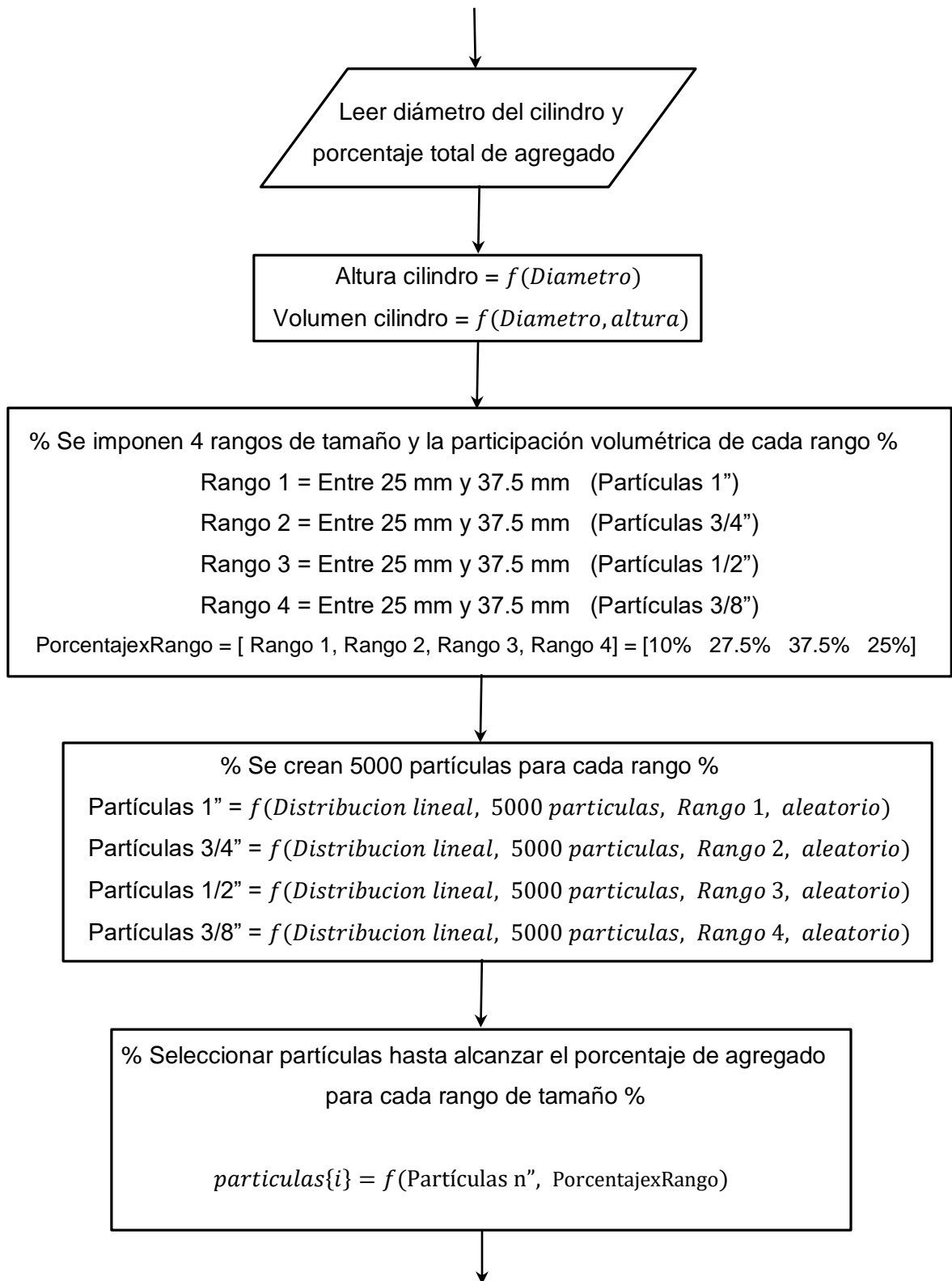
Mediante este proceso, se obtienen distribuciones granulométricas y geometrías a escala mesoscópica, que varían entre una muestra y otra, no solo por las diferencias en el número total y por rangos de partículas presentes en cada muestra, sino también por la ubicación aleatoria de cada partícula al interior del cilindro, y por las diferencias de tamaño entre partículas. El carácter aleatorio de estas variables conduce a variaciones, sin importar si los rangos de tamaño son los mismos para cada distribución granulométrica, o si su participación volumétrica total o por rango es un valor fijo, y común para todas las granulometrías estudiadas.

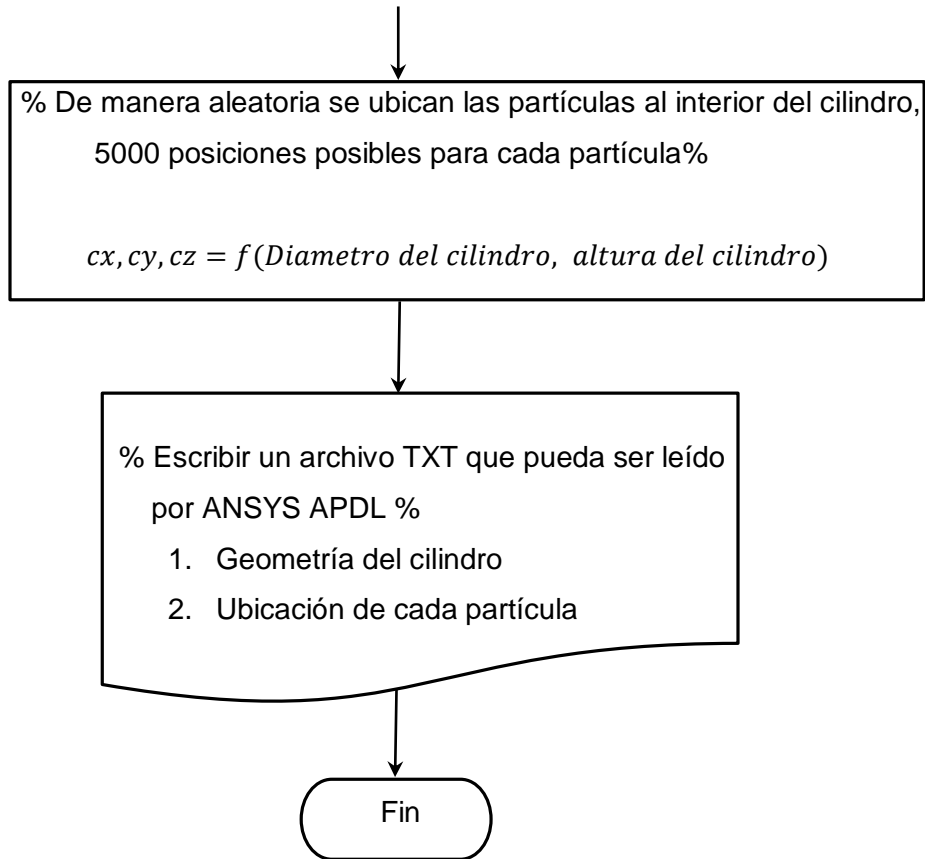
3.6 Diagrama de flujo para la generación de partículas al interior de un cilindro

El procedimiento de generación de las partículas de agregados en la probeta se indica mediante el diagrama de flujo de la Figura 3.1.

Figura 3-1: Diagrama de flujo para el código del programa de ubicación de esferas al interior de un volumen de control







Fuente: El Autor

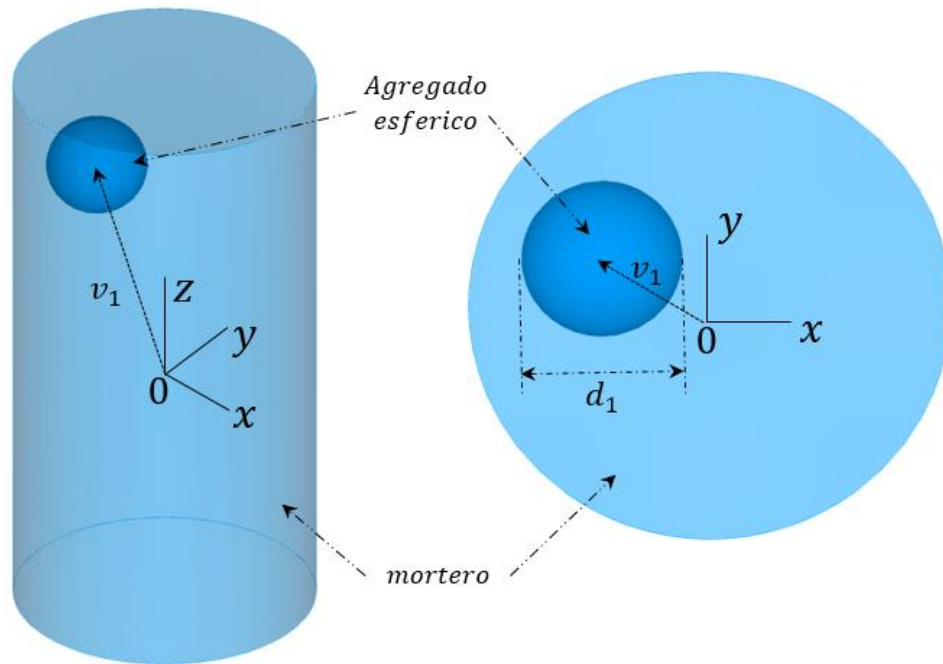
3.7 Aplicación al concreto como material compuesto

En la Figura 3.2, se puede observar un ejemplo del proceso de inserción de las esferas al interior del cilindro. Esta secuencia de imágenes permite apreciar el proceso de llenado del cilindro, con lo cual se logra generar la geometría de las muestras de concreto no reforzado a escala mesoscópica.

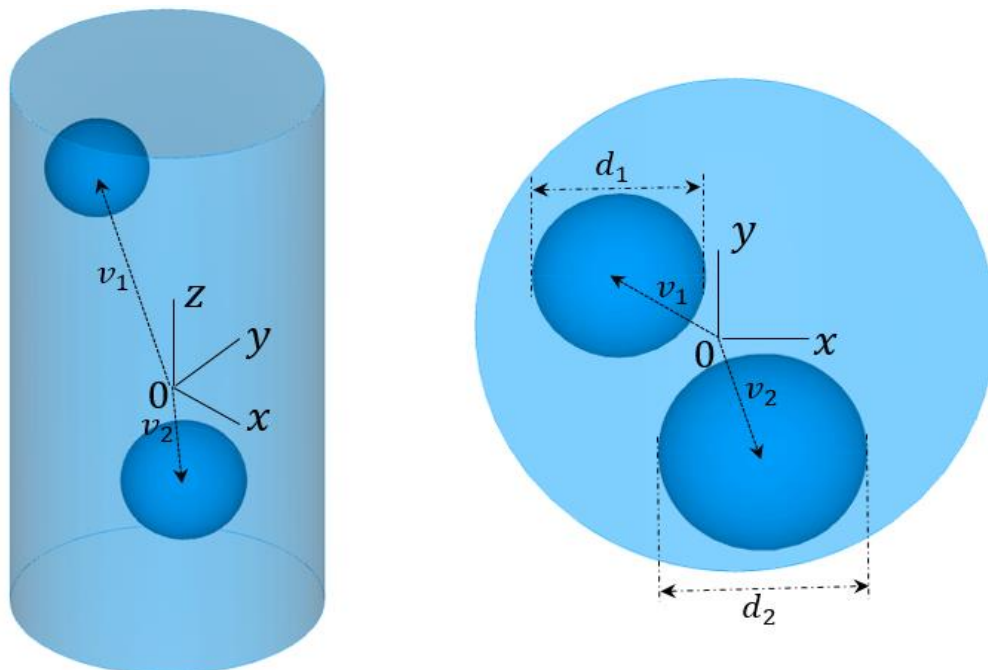
En la Figura 3.2 los ejes coordenados del sistema cartesiano de referencia se representan con las letras x, y, z , el origen del sistema coordenado con O , el diámetro de cada partícula esférica con d_n , y el vector posición entre el origen del sistema coordenado de referencia y el centro de la esfera con v_n . La inserción de partículas al interior del cilindro inicia con la ubicación de la primera esfera cuyo diámetro y vector posición son d_1 y v_1 respectivamente, y continua hasta alcanzar la participación volumétrica definida para el agregado, la cual, para la presente tesis es de aproximadamente 20% respecto al volumen total del cilindro de concreto.

Figura 3-2: Representación gráfica del proceso de llenado del cilindro para la elaboración de la muestra de concreto.

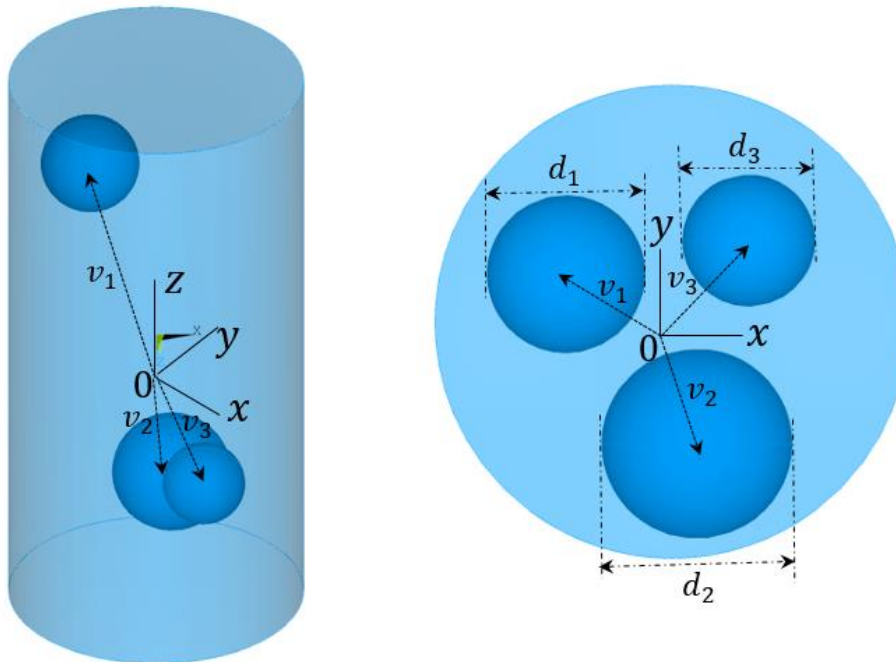
a. Primera esfera



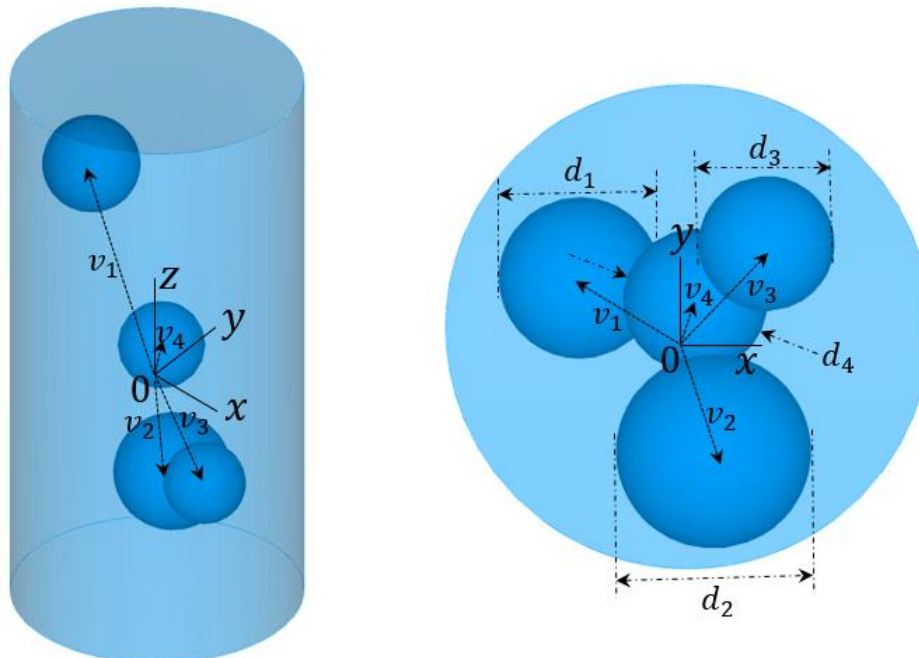
b. Segunda esfera



c. Tercera esfera



d. Cuarta esfera

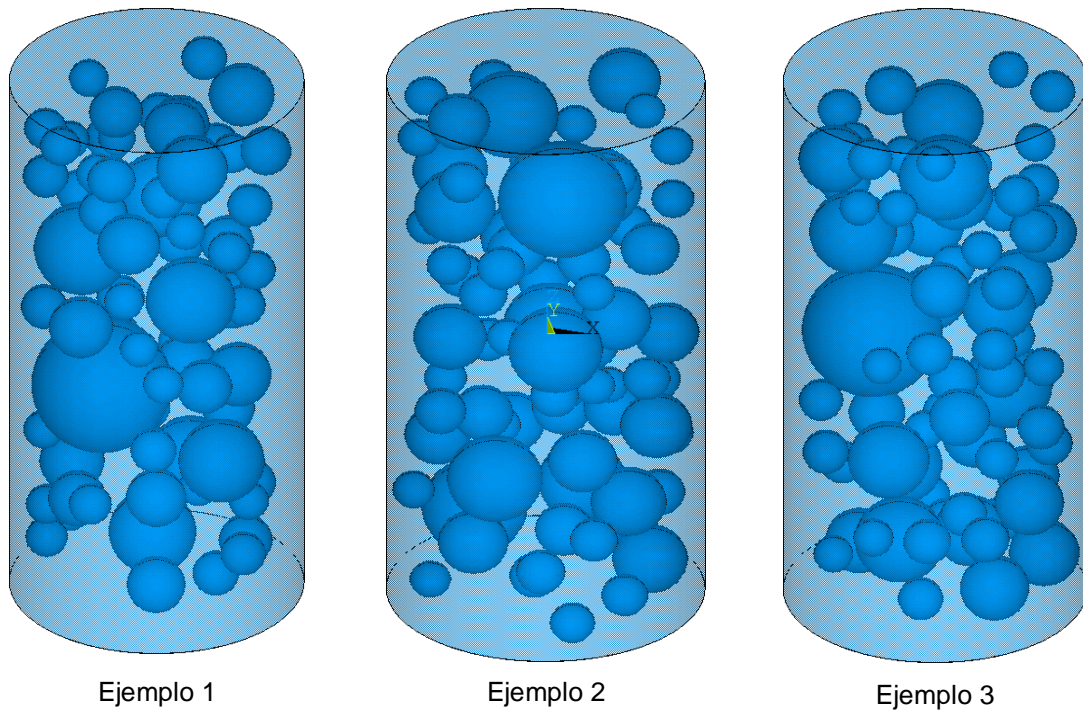


Fuente: El Autor

Ejemplos de la geometría final a escala mesoscópica, de muestras numéricas de concreto simple, se presentan a continuación en la Figura 3.3, donde es posible apreciar que la posición de las partículas al interior del cilindro cambia de una muestra a la otra.

En razón al método de creación de las partículas de agregado, y a pesar de que las mismas son generadas para cumplir una participación volumétrica global y por rango de tamaños, el diámetro individual de cada partícula esférica de agregado que hace parte de un rango de tamaño, cambia de una distribución granulométrica a otra, y es poco común que para dos distribuciones granulométricas o más, existan partículas con exactamente el mismo diámetro.

Figura 3-3: Ejemplo de la geometría mesoscópica obtenida para tres muestras numéricas de concreto simple.



Fuente: El Autor

El código se incluye en el Anexo A del presente documento, junto con algunas notas explicativas. El código está compuesto por 5 partes principales: 1. Solicitud de parámetros iniciales, 2. Generación de esferas, 3. Ubicación de las esferas al interior del volumen de control, 4. Representación gráfica de la muestra a escala mesoscópica, y 5. Transcripción

de la geométrica obtenida, a un archivo TXT que pueda ser leído en ANSYS APDL. Por otra parte, en el código se incluyen aspectos específicos para la presente investigación, tales como la geometría global de la muestra y la distribución granulométrica de los agregados.

Bibliografía

1. A. Munjiza, The Combined Finite-Discrete Element Method. John Wiley & Sons, Ltd, 2004, ISBN 0-470-84199-0.
2. A. Munjiza, Earl E. Knight & Esteban Rougier, Computational Mechanics of Discontinua, Wiley, 2011, ISBN 0-470-97080-4

4. Simulación numérica del comportamiento lineal elástico

La simulación del comportamiento elástico de cilindros de concreto simple a escala mesoscópica, fue realizada utilizando el método de los elementos finitos, considerando el agregado grueso y el mortero como materiales diferentes, deformaciones infinitesimales, material elástico lineal, y cargas estáticas.

4.1 Simulación numérica

Se seleccionó el ensayo de compresión inconfiada como prueba a simular, y sus resultados se usaron para estudiar el comportamiento elástico del concreto simple. La geometría de la muestra fue generada con el programa desarrollado en el Capítulo 3, el cual está escrito en Matlab. Este programa construye un archivo de datos de entrada para el programa de elementos finitos ANSYS. En este último, se asigna el modelo constitutivo y las propiedades mecánicas para cada material (mortero y agregado grueso), se asigna el tipo de elemento finito a usar, se realiza el mallado, se asignan restricciones y cargas al modelo, y se ejecuta el análisis numérico para obtener la distribución de esfuerzos y deformaciones en la muestra.

En ANSYS APDL, cada paso antes señalado puede ejecutarse con un gran número de volúmenes, considerando que cada esfera es un volumen independiente, y la matriz que circunda las esferas es considerada como un único volumen. Sin embargo, ANSYS presenta dificultades para generar la malla cuando la geometría tiene más de 100 volúmenes.

4.1.1 Materiales

El mortero y el agregado como únicas fases presentes en una muestra de concreto simple a escala mesoscópica, se consideran materiales homogéneos e isotrópicos, cuyo comportamiento es elástico y lineal. En todos los casos se considera que la relación de Poisson es igual a 0.2, tanto para el mortero, como para el agregado. Las propiedades mecánicas para las mezclas estudiadas, se presentan en Tabla 4-1. En lo referente a las Mezclas 5, 6, 7, 8, estas representan valores típicos para rocas comúnmente usadas en la elaboración del concreto, como se describió en el capítulo 2. Sin embargo, las Mezclas 1, 2, 3, 4 se incluyen para ampliar el rango de análisis.

Tabla 4-1: Propiedades mecánicas del agregado y el mortero para cada mezcla.

Mezcla	Módulo de Young del Agregado	Módulo de Young del Mortero
1	25 GPa	25 GPa
2	50 GPa	25 GPa
3	70 GPa	25 GPa
4	100 GPa	25 GPa
5	86 GPa	25 GPa
6	61 GPa	25 GPa
7	31 GPa	25 GPa
8	28 GPa	25 GPa

Fuente: El Autor

4.1.2 Geometría

La geometría global de las muestras de concreto simple, usadas en la simulación del ensayo de compresión inconfiada, es la de un cilindro cuyo tamaño debe ser igual al de una muestra real, y a su vez ser lo suficientemente pequeño a fin de reducir el costo computacional del problema. Por esta razón, se selecciona un cilindro de 76.2 mm de diámetro y 152.4 mm de altura, el cual es uno de los tamaños de muestra más frecuentes en la caracterización de estructuras de concreto existentes.

Se selecciona la esfera como geometría individual para cada partícula de agregado, y la distribución de su tamaño se ajusta a la granulometría 56 de la NTC 174, indicada en los capítulos 2 y 3. Por otra parte, el porcentaje total de agregado contenido en la muestra, se

limita a un 20% respecto al volumen total del cilindro de concreto, que, en combinación con la granulometría 56, permite crear geometrías de la muestra a escala mesoscópica, que contienen entre 73 y 82 partículas de agregado. Las disposiciones indicadas anteriormente, se ajustan al límite máximo de 100 volúmenes que pueden simularse en el módulo estructural de ANSYS APDL.

El ensamble de la geometría global del cilindro y la geometría del agregado (forma del agregado más distribución granulométrica), se realiza con el programa desarrollado en Matlab que se describe en el Capítulo 3, y en el Anexo A del presente documento. Con este código, se generan 20 muestras a escala mesoscópica, cuya geometría global es un cilindro del mismo tamaño, pero que difieren entre sí, por la ubicación y tamaño individual de las partículas que las componen, aunque su distribución granulométrica es la misma (56 de la NTC 174), y están compuestas por partículas esféricas cuyo diámetro varía entre 3/8 de pulgada y 1.5 pulgadas.

En la Tabla 4-2, se presenta el volumen total de agregado que fue insertado en cada muestra, el número total de partículas que lograron ser insertadas en cada muestra, y el número de partículas insertadas por cada rango de tamaño para cada una de las muestras generadas con el programa desarrollado.

Tabla 4-2: Distribuciones granulométricas simuladas con el programa desarrollado.

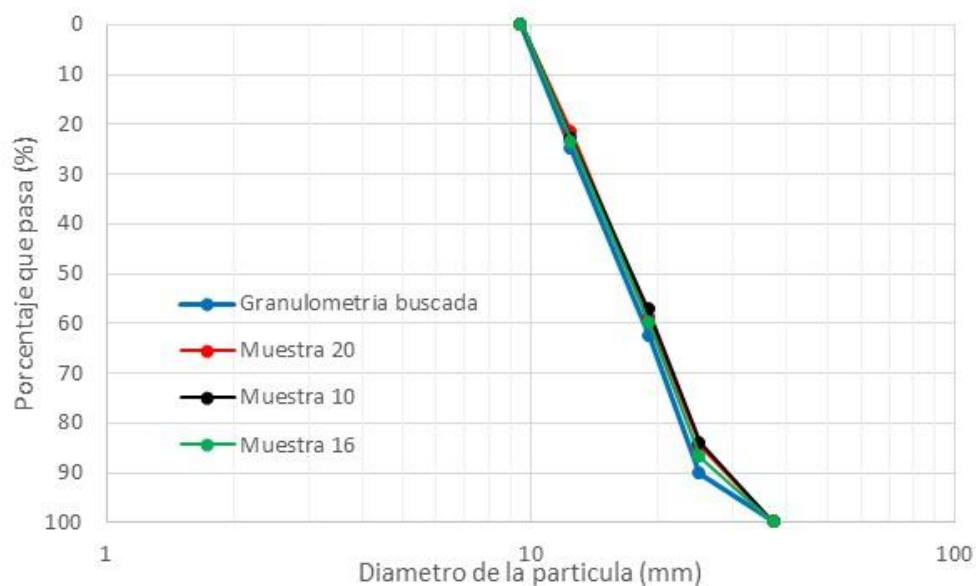
Distribución granulométrica	% Volumen de agregado	Número de partículas generadas	Número de partículas para cada rango de tamaño			
			1 a 1.5 pulgadas	3/4 a 1 pulgadas	1/2 a 3/4 pulgadas	3/8 a 1/2 pulgadas
G1	20.05	74	1	6	24	43
G2	20.23	77	2	7	22	46
G3	19.89	75	1	7	21	46
G4	20.03	75	1	8	21	45
G5	19.95	80	2	8	25	45
G6	19.94	78	1	7	25	45
G7	20.10	78	1	7	26	44
G8	19.84	77	1	7	22	47

Tabla 4-2: (Continuación)

Distribución granulométrica	% Volumen de agregado	Número de partículas generadas	Número de partículas para cada rango de tamaño			
			1 a 1.5 pulgadas	3/4 a 1 pulgadas	1/2 a 3/4 pulgadas	3/8 a 1/2 pulgadas
G9	19.86	77	1	6	27	43
G10	20.18	78	1	7	23	47
G11	19.98	74	1	7	21	45
G12	19.77	73	1	7	21	44
G13	20.14	74	1	6	24	43
G14	19.80	76	1	8	21	46
G15	19.89	77	1	6	25	45
G16	20.03	82	1	7	27	47
G17	20.10	77	1	8	23	45
G18	20.13	78	1	7	23	47
G19	20.10	76	1	7	23	45
G20	20.15	76	1	6	25	44

Fuente: El Autor

Figura 4-1: Curva granulométrica representativa de los agregados gruesos usados en las simulaciones.



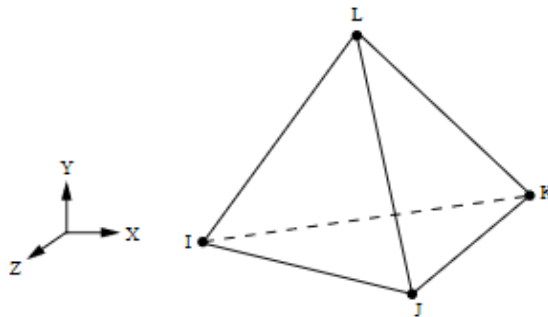
Fuente: El Autor

Para apreciar la distribución granulométrica de las partículas generadas mediante la simulación, se complementa la Tabla 4-2 con la Figura 4-1. En esta última se observa la gradación promedio buscada para los agregados, y la gradación lograda con las partículas generadas para tres de las veinte granulometrías generadas. Tales granulometrías presentan una dispersión baja con respecto a la granulometría real buscada.

4.1.3 Malla de elementos finitos

Las esferas de agregado y el volumen restante del cilindro de mortero se representan mediante una malla de elementos finitos tetraédricos lineales, los cuales se adaptan adecuadamente a la geometría del problema, pero tienen un orden de aproximación bajo. Lo anterior implica la generación de mallas suficientemente finas.

Figura 4-2: Elemento finito Solid285.



Fuente: Tomado de ANSYS, Inc.

De acuerdo con ANSYS APDL, Solid285 es un elemento finito tridimensional tetraédrico lineal de bajo orden, y cada uno de sus nudos tiene 3 desplazamientos lineales, uno en cada dirección cartesiana (Figura 4-2). Las razones para la selección de este elemento finito, se basan en las recomendaciones de ANSYS APDL, y la selección de su forma tetraédrica, busca la mejor representación geometría del cilindro de concreto a escala mesoscópica, con el menor número de elementos finitos posible.

En ANSYS APDL, el mallado se realiza con la herramienta “MeshTool”, para lo cual se selecciona un tamaño de elemento finito medio (tamaño 6), y un método de mallado libre con elementos tetraédricos. Al realizar este proceso, se obtiene el número de elementos finitos indicados en la Tabla 4-3; esto para cada una de las 20 distribuciones granulométricas estudiadas.

Tabla 4-3: Número de elementos finitos generados en ANSYS para cada granulometría.

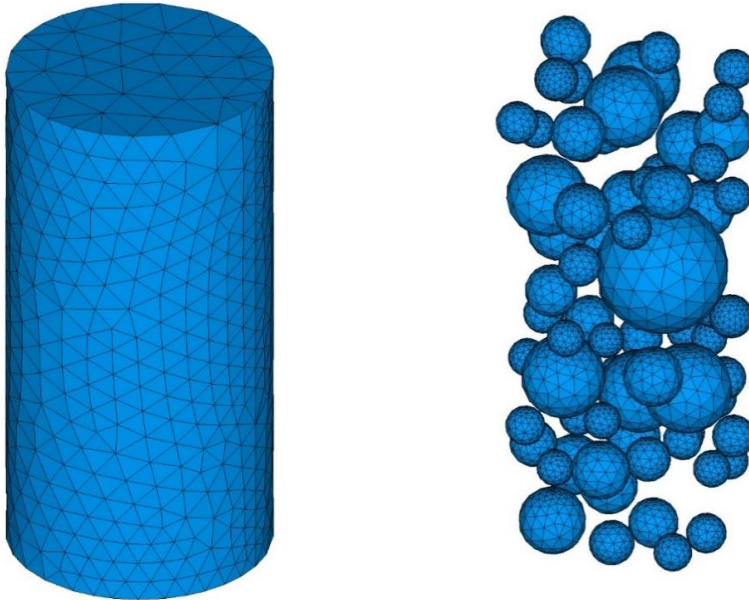
Muestra	G1	G2	G3	G4	G5	G6	G7	G8	G9	G10
Número de EF	211706	233458	217625	229135	234920	220520	226750	225035	212347	235110

Muestra	G11	G12	G13	G14	G15	G16	G17	G18	G19	G20
Número de EF	226444	216881	226731	213956	215989	232848	236082	229265	225370	225025

Fuente: El Autor

En la Figura 4-3, se presenta un ejemplo de la vista externa e interna de una malla de elementos finitos para una muestra numérica de concreto simple a escala mesoscópica.

Figura 4-3: Ejemplo de la malla de elementos finitos para el mortero, y el agregado.



Fuente: El Autor

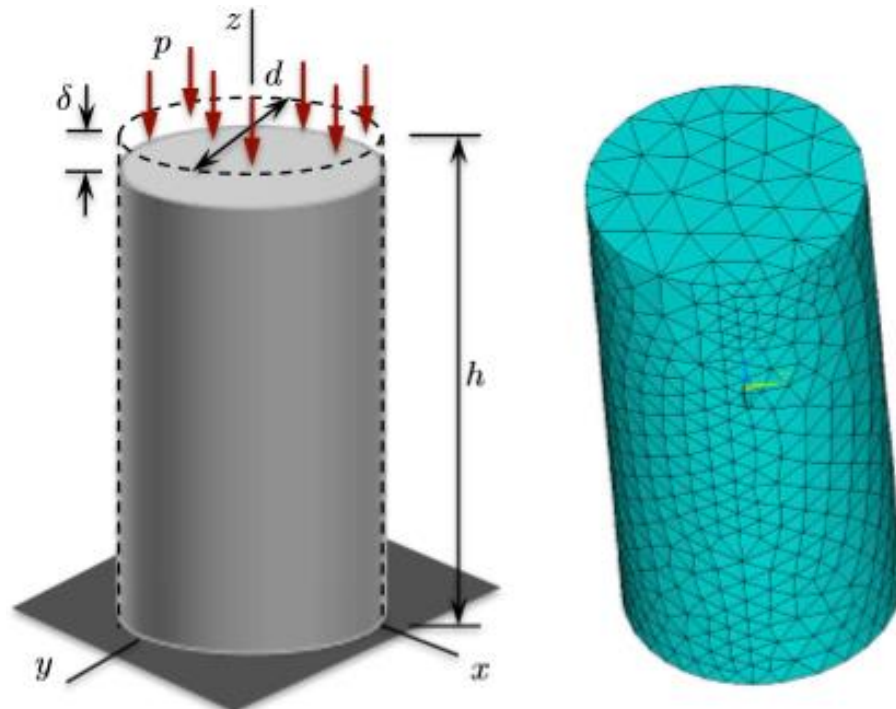
Como puede observarse en la Figura 4-3, las esferas que representan los agregados se distribuyen al interior del cilindro buscando emular una muestra de concreto no reforzado. Dentro de las simplificaciones adoptadas en la presente investigación, se supone que en el ensayo de compresión inconfiada la muestra de concreto no presenta movimiento

relativo entre las partículas de agregado y el mortero circundante. Para esto, en el modelo numérico se garantiza que los nudos de los elementos finitos que representan el agregado se mantengan unidos con los elementos finitos del mortero, es decir que se considera la adherencia total entre mortero y agregado.

4.1.4 Condiciones de borde y carga

Para simular el ensayo de compresión inconfiada mostrada en la Figura 4.4, se impone un desplazamiento nulo sobre una de las dos caras planas del cilindro de concreto simple, mientras que en la cara opuesta, se impone un desplazamiento en dirección Z de 0.0001524 m, logrando de esta manera generar en la muestra una deformación unitaria de 0.001 en dirección Z ; limite bajo el cual, el concreto se encuentra aún en su rango elástico.

Figura 4-4: Representación esquemática del ensayo de compresión inconfiada. En un extremo del cilindro se restringe el desplazamiento, y en la cara opuesta se impone un desplazamiento uniforme de 0.0001524m.



Fuente: El Autor

Sobre las caras circulares planas del cilindro, no se restringe el desplazamiento en dirección X & Y , a excepción de un único nodo ubicado junto al centro geométrico de cada

cara plana. Lo anterior se hace para evitar la inestabilidad de la muestra debida al desplazamiento en dirección X & Y . Sobre la cara lateral del cilindro, no se impone restricción alguna, por lo que la muestra puede deformarse libremente en cualquier dirección. Las condiciones de borde aquí descritas, representan un ensayo de compresión inconfineda donde la restricción friccional en los apoyos del cilindro de concreto es baja.

4.2 Resultados de la simulación

A partir de la sumatoria de reacciones en dirección Z (reacciones medidas sobre cada nodo de la cara plana), es posible calcular el esfuerzo normal promedio para una deformación unitaria de 0.001, con lo cual se calcula el módulo de Young del concreto. Los resultados para cada una de las 20 granulometrías y las 8 mezclas propuestas, se presentan en la Tabla 4-4 y 4-5.

Tabla 4-4: Modulo de Young del concreto calculado mediante la simulación. Distribución granulométrica de la 1 a la 10 (Tabla 4-2).

MEZCLA	DISTRIBUCIÓN GRANULOMÉTRICA									
	G1	G2	G3	G4	G5	G6	G7	G8	G9	G10
Mezcla 1 $E_m = 25 \text{ GPa}$ $E_a = 25 \text{ GPa}$	24.81	24.82	24.84	24.80	24.86	24.82	24.83	24.78	24.79	24.81
Mezcla 2 $E_m = 25 \text{ GPa}$ $E_a = 50 \text{ GPa}$	28.29	28.33	28.31	28.29	28.33	28.32	28.31	28.21	28.26	28.33
Mezcla 3 $E_m = 25 \text{ GPa}$ $E_a = 70 \text{ GPa}$	30.02	30.06	30.03	30.02	30.06	30.08	30.05	29.92	29.99	30.10
Mezcla 4 $E_m = 25 \text{ GPa}$ $E_a = 100 \text{ GPa}$	31.78	31.82	31.79	31.77	31.82	31.90	31.80	31.63	31.76	31.89
Mezcla 5 $E_m = 25 \text{ GPa}$ $E_a = 86 \text{ GPa}$	31.05	31.09	31.06	31.05	31.09	31.14	31.08	30.92	31.03	31.15
Mezcla 6 $E_m = 25 \text{ GPa}$ $E_a = 61 \text{ GPa}$	29.32	29.36	29.33	29.32	29.36	29.36	29.34	29.22	29.29	29.38

Tabla 4-4: (Continuación)

MEZCLA	DISTRIBUCIÓN GRANULOMÉTRICA									
	G1	G2	G3	G4	G5	G6	G7	G8	G9	G10
Mezcla 7 $E_m = 25 \text{ GPa}$ $E_a = 31 \text{ GPa}$	25.85	25.87	25.88	25.85	25.90	25.86	25.87	25.81	25.83	25.86
Mezcla 8 $E_m = 25 \text{ GPa}$ $E_a = 28 \text{ GPa}$	25.35	25.37	25.38	25.35	25.40	25.36	25.37	25.32	25.33	25.35

Fuente: El Autor

Tabla 4-5: Modulo de Young del concreto calculado mediante la simulación. Granulometría 11 a la 20 (Tabla 4-2).

MEZCLA	DISTRIBUCIÓN GRANULOMÉTRICA									
	G11	G12	G13	G14	G15	G16	G17	G18	G19	G20
Mezcla 1 $E_m = 25 \text{ GPa}$ $E_a = 25 \text{ GPa}$	24.85	24.81	24.81	24.78	24.80	24.80	24.82	24.81	24.85	24.83
Mezcla 2 $E_m = 25 \text{ GPa}$ $E_a = 50 \text{ GPa}$	28.33	28.23	28.31	28.23	28.29	28.29	28.33	28.31	28.35	28.33
Mezcla 3 $E_m = 25 \text{ GPa}$ $E_a = 70 \text{ GPa}$	30.05	29.91	30.04	29.96	30.04	30.02	30.08	30.04	30.10	30.07
Mezcla 4 $E_m = 25 \text{ GPa}$ $E_a = 100 \text{ GPa}$	31.79	31.62	31.81	31.71	31.83	31.78	31.87	31.79	31.88	31.83
Mezcla 5 $E_m = 25 \text{ GPa}$ $E_a = 86 \text{ GPa}$	31.07	30.92	31.08	30.98	31.09	31.05	31.13	31.06	31.14	31.10
Mezcla 6 $E_m = 25 \text{ GPa}$ $E_a = 61 \text{ GPa}$	29.35	29.23	29.34	29.26	29.33	29.32	29.37	29.34	29.39	29.36
Mezcla 7 $E_m = 25 \text{ GPa}$ $E_a = 31 \text{ GPa}$	25.89	25.84	25.86	25.81	25.84	25.85	25.87	25.86	25.90	25.88
Mezcla 8 $E_m = 25 \text{ GPa}$ $E_a = 28 \text{ GPa}$	25.40	25.35	25.36	25.32	25.34	25.35	25.37	25.36	25.40	25.38

Fuente: El Autor

Como puede observarse en las Tablas 4-4 y 4-5, para cada una de las 20 distribuciones granulométricas analizadas y para una relación de módulos $Rm = E_a/E_m$ determinada, la variación en el valor del Módulo de Young del concreto con respecto a la media es inferior al 1%. Por otra parte, la variación máxima en el porcentaje de agregado es del 0.45%, y la variación máxima en la cantidad de partículas presentes en las muestras es del 12.3% (9 partículas). Esto permite ver, que si la participación volumétrica del agregado es constante, y si la relación de módulos $Rm = E_a/E_m$ también es un valor fijo, el valor del Módulo de Young del concreto resulta ser poco sensible a las variaciones en la cantidad de partículas que forman la muestra (esto para el caso de variaciones inferiores al 12.3%). De otro lado, los resultados también hacen visible la importancia de la relación de módulos Rm en el análisis y simulación del comportamiento elástico de mezclas de materiales con propiedades mecánicas diferentes. Esta variable se postula como elemento de control y análisis, pues facilita la interpretación de resultados y hace clara algunas tendencias de comportamiento.

El número promedio de partículas presentes al interior de las muestras elaboradas a partir de las 20 granulometrías aquí estudiadas, la participación volumétrica promedio del agregado, y el valor promedio del Módulo de Young del concreto para cada relación de módulos analizada, se presenta a continuación en la Tabla 4-6, y posteriormente se representa de manera gráfica en la Figura 4.5, donde es posible apreciar la variación en el módulo de Young respecto al cambio en la relación de módulos $Rm = E_a/E_m$.

Tabla 4-6: Módulo de Young promedio, calculado para 8 mezclas y 20 granulometrías por mezcla.

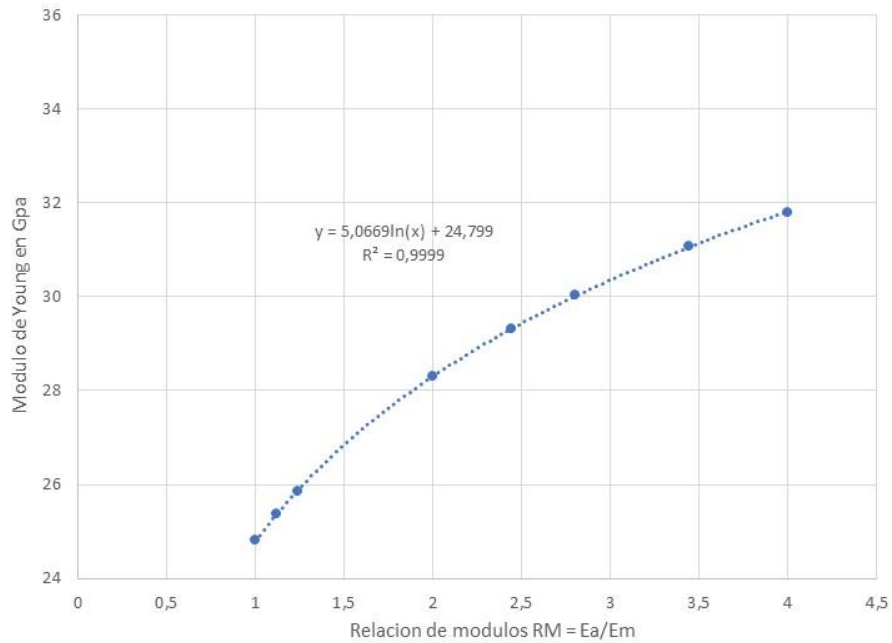
ITEM	PROMEDIO	
Número de Partículas	76,6	$Rm = E_a/E_m$
Porcentaje de Agregado	20,00 %	
Módulo de Young (GPa) $E_m = 25 E_a = 25$	24,82	1,0
Módulo de Young (GPa) $E_m = 25 E_a = 50$	28,30	2,0
Módulo de Young (GPa) $E_m = 25 E_a = 70$	30,03	2,8
Módulo de Young (GPa) $E_m = 25 E_a = 100$	31,79	4,0

Tabla 4-6: (Continuación)

ITEM	PROMEDIO	$Rm = E_a/E_m$
Número de Partículas	76,6	
Porcentaje de Agregado	20,00 %	
Módulo de Young (GPa) $E_m = 25 E_a = 86$	31,06	3,44
Módulo de Young (GPa) $E_m = 25 E_a = 61$	29,33	2,44
Módulo de Young (GPa) $E_m = 25 E_a = 31$	25,86	1,24
Módulo de Young (GPa) $E_m = 25 E_a = 28$	25,36	1,12

Fuente: El Autor

Figura 4-5: Variación del Módulo de Young del concreto para diferentes relaciones entre los módulos de Young de agregado y mortero.



Fuente: El Autor

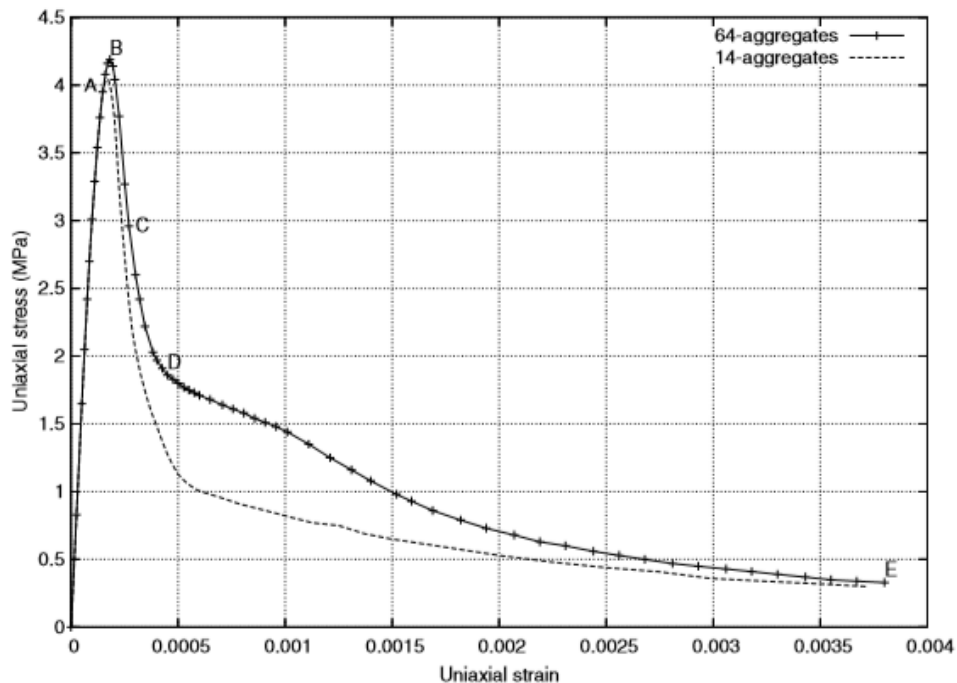
Como se observa en la Figura 4.5, en el rango elástico la relación entre el Modulo de Young y la Relación de Módulos $Rm = E_a/E_m$, no es una línea recta, sino una curva logarítmica, cuya ecuación de ajuste tiene un coeficiente de determinación R^2 de 0.9999. Esta ecuación

permite calcular el valor del módulo de Young para cualquier muestra de concreto simple donde el porcentaje de agregado sea igual al 20%, y se conozca el valor del módulo de Young del mortero y el agregado. La función obtenida de dicha curva de aproximación es:

$$y = 5.0669 \ln(Rm) + 24.799 \quad (4.1)$$

Retomando el análisis de valores puntuales para el módulo de Young. Autores como A. Caballero et al [2], han realizado modelaciones numéricas del concreto simple a escala mesoscópica con material inelástico, usando para esto una muestra cubica de 8 cm x 8 cm x 8 cm, al interior de la cual se alojan volúmenes irregulares que representan el agregado grueso. En sus modelaciones, estos autores emplean un Módulo de Young de 70 GPa para el agregado, y un Módulo de Young de 25 GPa para el mortero, así como un módulo de Poisson de 0.2 para los dos materiales. En la citada investigación, se presentan curvas esfuerzo-deformación para un volumen de agregado del 20% respecto al volumen total de la muestra, y dos casos de estudio, siendo el primero una muestra con 14 agregados, y el segundo una muestra con 64 agregados (Figura 4.6).

Figura 4-6: Curva esfuerzo-deformación obtenida por A. Caballero et al. en modelaciones numéricas de muestras de concreto a escala mesoscópica.

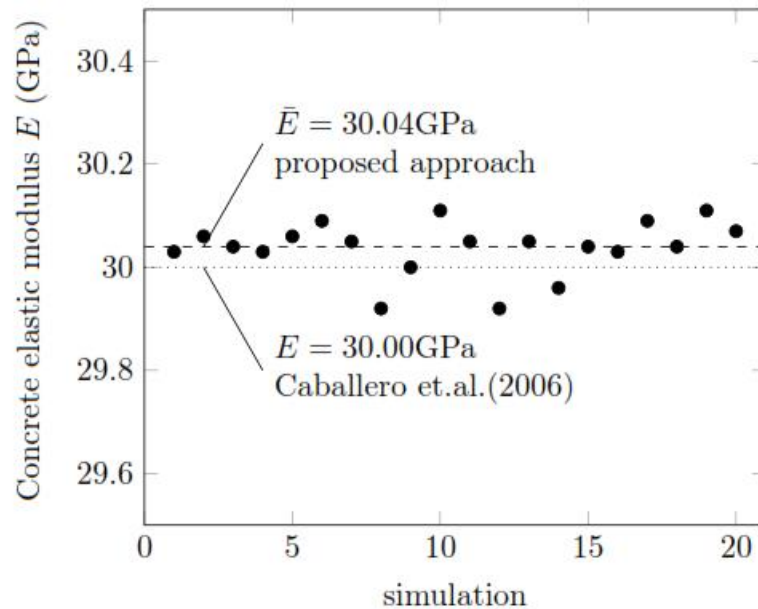


Fuente: Imagen tomada de A. Caballero et al [2].

Como puede observarse en la Figura 4.6, para el rango lineal elástico el número de agregados tiene poca o nula influencia en la relación esfuerzo-deformación. Este comportamiento también fue observado en las modelaciones cuyos resultados se presentan en la Tabla 4-4 y 4-5.

De las Tablas 4-4 y 4-5, se destacan las simulaciones numéricas realizadas con los mismos parámetros mecánicos propuestos por A. Caballero et al [2]. Es así que, al realizar la simulación con muestras cilíndricas y agregados esféricos (20 muestras con un promedio de 76 esferas por muestra), se obtiene aproximadamente el mismo valor del módulo de Young del concreto, que fue obtenido por A. Caballero en una muestra cubica con agregados irregulares (Figura 4.7).

Figura 4-7: Comparación entre el módulo de Young del concreto obtenido en la presente investigación y el obtenido por A. Caballero et al. [2].



Fuente: Imagen tomada de “*Determination of the concrete elastic modulus by means of a mesoscopic approach with the finite element methods*” [3].

Uno de los aspectos a resaltar de las Figuras 4.6 y 4.7, es que los resultados plasmados en las mismas, permiten ver que, para el rango lineal elástico, tiene poca influencia el número de partículas y su forma, y que la variable de mayor relevancia en la variación del módulo de Young del concreto, es la relación de módulos $R_m = E_a/E_m$.

Bibliografía

1. L. Obert and W. I. Duvall. Rock Mechanics and the Design of structures in rock. John Wiley and Sons, Inc., United States, 1967.
2. A. Caballero, C.M. López, I. Carol, 3D Meso-structural analysis of concrete specimens under uniaxial tension. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 195 (2006) 7182 - 7195. doi:10.1016/j.cma.2005.05.052.
3. D.L. Linero, M.A. Amaya, Determination of the concrete elastic modulus by means of a mesoscopic approach with the finite element methods, Sexto Simposio Nacional en Mecanica de Materiales y Estructuras Continuas – SMEC, Cartagena – Colombia, 2018.

5. Modelos constitutivos para simular la falla en el mortero y el agregado

Es común que el concepto de falla para un material dependa de la aplicación que se le dé al mismo. Por ejemplo, puede considerarse que un artefacto mecánico ha fallado si su nivel de esfuerzo y/o deformación ha excedido cierto límite. En aplicaciones de ingeniería estructural, es común que la falla se entienda como la fractura y/o el inicio de la fluencia del material, con lo cual el elemento estructural puede ver comprometida su funcionalidad de manera parcial o total.

En la presente investigación, se usan dos modelos constitutivos para la simulación del proceso de fractura del mortero y el agregado. El primer modelo usado, Modelo de William, permite estudiar el proceso de fractura mediante la evolución de trayectorias de esfuerzos que siempre se ubican al interior de la superficie de fractura, donde el estado de esfuerzos es elástico.

Un aspecto importante de la superficie de falla, es que todo estado de esfuerzo de un punto material ubicado fuera de la superficie de falla es inadmisibles, mientras que los estados de esfuerzos que se ubican dentro de la superficie de falla (sin tocarla), indican un comportamiento elástico y por tanto son estados de esfuerzos que nunca generaran fractura del punto material donde actúen. Los estados de esfuerzos que se ubican exactamente en la superficie de falla generan la fractura o el aplastamiento del punto material.

El segundo modelo, Modelo de Microplanos, permitir estudiar la evolución de la curva esfuerzo-deformación en su etapa anterior al pico de resistencia y en su etapa posterior al pico, pero sin admitir la fractura física del material.

5.1 Modelo de William

A continuación, se presentan las bases teóricas del modelo de William – Warnke [1], con énfasis en su aplicación y su uso en ANSYS APDL. Para la evaluación del estado de esfuerzos al interior de la superficie de falla, ANSYS utiliza un modelo constitutivo elástico lineal.

Por otra parte, la superficie de falla propuesta por William – Warnke, no incluye un criterio de ablandamiento o endurecimiento (por ejemplo, por deformación), que permita simular el comportamiento pos-pico a partir de una superficie de fluencia. De esta manera, la trayectoria de esfuerzos para el criterio de William – Warnke, siempre estará contenida en el dominio elástico, y su relación esfuerzo-deformación será una línea recta, que, al interceptar la superficie de falla, genera algún tipo de fractura en el punto material.

5.1.1 Descripción del modelo

En ANSYS APDL, el modelo “concrete” permite simular el proceso de fractura de materiales frágiles como el concreto, el mortero o el agregado. Este modelo, se basa en los trabajos y publicaciones realizados por William – Warnke, e incluye modos de falla por agrietamiento y aplastamiento. De acuerdo con William – Warnke, el criterio de falla para un estado de esfuerzos multiaxial, puede expresarse como,

$$\frac{F}{f_{uc}} - S \geq 0 \quad (5.1)$$

Donde F es una función que depende de los tres esfuerzos principales actuantes $(\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3)$, S es la función de la superficie de falla definida en un espacio cartesiano cuyos ejes son los esfuerzos principales, la cual está definida por 5 parámetros asociados con la resistencia del material en tensión y compresión. Particularmente, f_{uc} es la resistencia a la compresión inconfiada o resistencia no confinada por aplastamiento.

Los parámetros f_t, f_{uc}, f_{bc}, f_1 y f_2 que definen a la superficie de falla son valores de resistencia medibles en diferentes ensayos experimentales del material, como se indica en la Tabla 5-1.

Tabla 5-1: Parámetros que definen la superficie de falla, según el modelo de William et al [1].

Parámetro	Descripción
f_t	Resistencia a la tensión uniaxial
f_{uc}	Resistencia a la compresión inconfiada
f_{bc}	Resistencia a la compresión biaxial
f_1	Resistencia a la compresión biaxial para muestras que a su vez son sometidas a un esfuerzo hidrostático σ_h^a
f_2	Resistencia a la compresión uniaxial para muestras que a su vez son sometidas a un esfuerzo hidrostático σ_h^a

Fuente: William et al [1], Ansys® [2].

Para un punto material de la muestra, y para un punto específico de la trayectoria de esfuerzos (por ejemplo, la trayectoria de esfuerzos para un ensayo de compresión inconfiada), el esfuerzo hidrostático actuante σ_h^a , se define como:

$$\sigma_h^a = \frac{1}{3}(\sigma_{xp} + \sigma_{yp} + \sigma_{zp}) = \frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) \quad (5.2)$$

La importancia del parámetro σ_h^a , se hace clara, al tener en cuenta que en ensayos de compresión triaxial realizados sobre concreto, roca, o suelo, es común ver que la relación esfuerzo-deformación de los materiales cambie dependiendo de la magnitud del esfuerzo hidrostático que se aplique a la muestra durante el ensayo. Es así que la curva esfuerzo-deformación para una muestra sometida a un ensayo de compresión inconfiada, puede presentar ablandamiento por deformación después de haber alcanzado la resistencia pico. Sin embargo, la misma muestra sometida a un ensayo de compresión triaxial con un alto esfuerzo de confinamiento hidrostático, puede presentar una curva esfuerzo-deformación que presente endurecimiento por deformación. Este cambio en el comportamiento del material, es visible para variaciones fuertes en el esfuerzo hidrostático σ_h^a , razón por la cual en un ensayo de compresión triaxial con bajos esfuerzos hidrostáticos de confinamiento, la curva esfuerzo-deformación variará muy poco respecto a la obtenida en el ensayo de compresión inconfiada.

William et al [1], establecen que el material está sometido a bajos esfuerzos de confinamiento, si:

$$\frac{\sigma_h^a}{\sqrt{3}} \leq f_{uc} \quad (5.3)$$

En este caso, se considera que la superficie de falla puede ser definida en términos de f_t y f_{uc} , y que los otros tres parámetros se pueden estimar como:

$$f_{bc} = 1.2f_{uc} \quad (5.4)$$

$$f_1 = 1.45f_{uc} \quad (5.5)$$

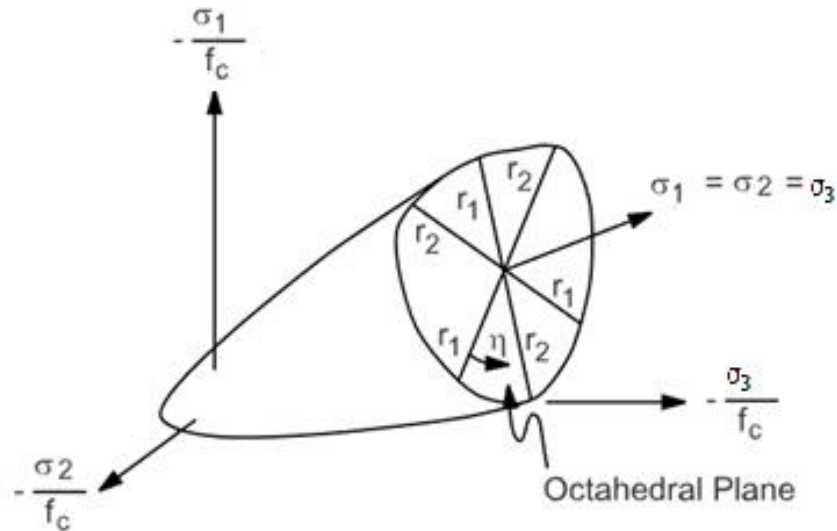
$$f_2 = 1.725f_{uc} \quad (5.6)$$

Si la expresión (5.3) no se cumple, es decir si los esfuerzos de confinamiento son altos, cada uno de los 5 parámetros que definen la superficie de falla deben ser valorados experimentalmente, e ingresados de manera individual como propiedades materiales en ANSYS APDL.

A primera vista, puede pensarse que el ensayo de compresión inconfiada es el mejor ejemplo de una prueba realizada a muy bajo confinamiento. Esto es cierto para la escala macroscópica, donde la muestra es vista como el punto material analizando, y su trayectoria de esfuerzos se define, por ejemplo, por el cambio en un esfuerzo volumétrico promedio y un esfuerzo desviador promedio (a escala macroscópica), sin embargo, para un gran número de puntos materiales al interior de la muestra, el componente hidrostático o volumétrico del tensor de esfuerzos puede ser grande, y por tanto, la simplificación a dos parámetros propuesta por William et al [1], podría no ser adecuada, razón por la cual, la mencionada simplificación debe usarse con precaución.

La superficie de falla puede ser representada gráficamente en un sistema coordenado tridimensional, cuyos ejes son los esfuerzos principales normalizados por f_{uc} , como se ilustra en la Figura 5.1, donde puede observarse que la superficie de falla es atravesada por un vector sobre el cual se ubican todos los estados de esfuerzos hidrostáticos posibles para la muestra (σ_h^a). Entre este vector y cada eje cartesiano, existe un ángulo de $1/\sqrt{3}$.

Figura 5-1: Superficie de falla tridimensional, definida en un sistema coordenado cuyos ejes son los esfuerzos principales.



Fuente: Imagen tomada de Ansys® [2].

Para un estado de esfuerzos hidrostático (σ_h^a), existe un único plano octaédrico cuya normal es el esfuerzo normal octaédrico (este esfuerzo es colineal con el vector de esfuerzos hidrostáticos). Este plano contiene al esfuerzo cortante octaédrico, que según como se aplique, alcanzará la superficie de falla en uno u otro punto, ver vectores r_1 , r_2 en la Figura 5.1. Esto no significa que para alcanzar la falla, el estado de esfuerzos deba seguir una ruta donde estrictamente se aplique una carga hidrostática hasta alcanzar el valor de σ_h^a deseado, y que posteriormente sea necesario aplicar un esfuerzo desviador para que el estado de esfuerzos viaje sobre el plano octaédrico hasta lograr interceptar la superficie de falla, por lo que esta forma de ver el problema, es solo una simplificación donde se plantea una trayectoria de esfuerzos equivalente, elaborada a partir del componente volumétrico y desviador de la trayectoria de esfuerzos que en realidad sigue un punto material durante el proceso de carga.

Por otra parte, se considera que la resistencia a la tracción es nula en la dirección perpendicular al plano donde se desarrolló la fractura. Para este criterio de falla, solo importa la combinación de esfuerzos que tiene un punto material cuando intercepta la superficie de falla, por lo que, al interior de la superficie de falla y para un punto específico de la muestra, la ruta de esfuerzos resulta ser irrelevante. Por otra parte, la combinación

de esfuerzos que genera la falla, puede ser convenientemente representada por un esfuerzo hidrostático y un esfuerzo desviador.

William et al [1], dividen la superficie de falla en cuatro cuadrantes o escenarios, para los cuales se plantean funciones independientes F_n y S_n . Esto no quiere decir que existe una superficie de falla diferente para cada cuadrante del sistema cartesiano de referencia, pues en el modelo y para un material dado, la superficie es única (si cambia una de las 5 propiedades $f_t, f_{uc}, f_{bc}, f_1, f_2$, se tiene un material diferente), sino que al tener en cuenta que en cada cuadrante la forma de la superficie no es la misma, y que los ejes cambian de signo, se hace necesario definir geoméricamente la superficie de falla con funciones F_n y S_n diferentes.

5.1.2 Escenario compresión – compresión – compresión

Para este escenario donde $\sigma_1 \leq 0$, $\sigma_2 \leq 0$ y $\sigma_3 \leq 0$ el criterio de falla de William et al [1], define que,

$$F = F_1 = \frac{1}{\sqrt{15}} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]^{\frac{1}{2}} \quad (5.7)$$

$$S = S_1 = \frac{2r_2(r_2^2 - r_1^2)\cos\eta + r_2(2r_1 - r_2)[4(r_2^2 - r_1^2)\cos^2\eta + 5r_1^2 - 4r_1r_2]^{\frac{1}{2}}}{4(r_2^2 - r_1^2)\cos^2\eta + (r_2 - 2r_1)^2} \quad (5.8)$$

$$\cos\eta = \frac{2\sigma_1 - \sigma_2 - \sigma_3}{\sqrt{2}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]^{\frac{1}{2}}} \quad (5.9)$$

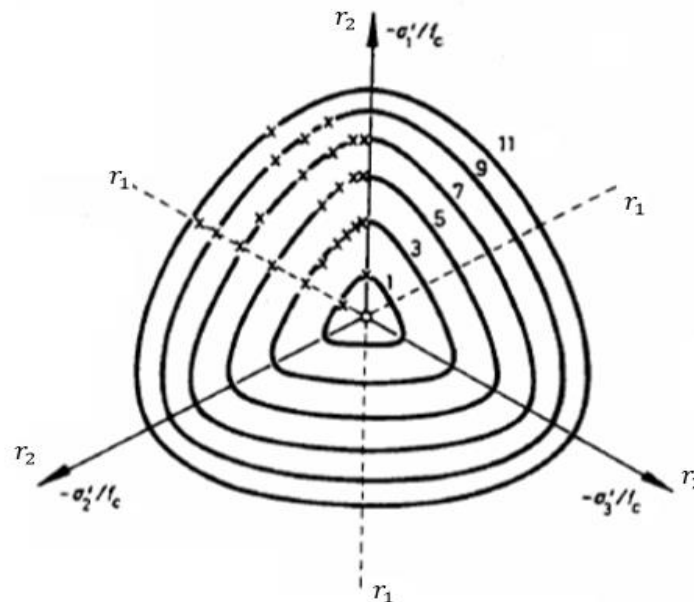
$$r_1 = a_0 + a_1\xi + a_2\xi^2 \quad (5.10)$$

$$r_2 = b_0 + b_1\xi + b_2\xi^2 \quad (5.11)$$

$$\xi = \frac{\sigma_h^a}{f_{uc}} \quad (5.12)$$

Volviendo sobre la Figura 5.1, y de acuerdo con William et al [1], cuando en la ecuación (5.9), $\eta = 0^\circ$, se tiene un estado de esfuerzos⁵ donde $\sigma_2 = \sigma_3$, para el cual S_1 resulta ser igual a r_1 ; este estado de esfuerzos es representativo del ensayo de tensión uniaxial y el ensayo de compresión biaxial, Ver Figura 5.2. Por otra parte, cuando $\eta = 60^\circ$, $\sigma_1 = \sigma_2$, y S_1 resulta ser igual a r_2 ; este estado de esfuerzos es representativo del ensayo de compresión uniaxial o el ensayo de tensión biaxial. Como puede verse en la Figura 5.2, los vectores r_1 y r_2 , están separados 60° entre sí, y para cada combinación de esfuerzos principales existe un valor de η , tal que $0 \leq \eta \leq 60$.

Figura 5-2: Planos octaédricos para diferentes valores de σ_h^a . Sobre cada plano existe un esfuerzo cortante octaédrico.



Fuente: Imagen Tomada de William et al [1].

Para definir la superficie de falla, solo resta conocer los coeficientes $a_0, a_1, a_2, b_0, b_1, b_2$. Para esto, se consideran los siguientes estados de esfuerzos en la intersección de la superficie de falla con el vector r_1 .

⁵ En este documento, los esfuerzos de tracción se consideran con signo positivo, y los esfuerzos de compresión con signo negativo.

Tabla 5-2: Tres estados de esfuerzos ubicados en la intersección de la superficie de falla y el vector r_1 .

Estado de esfuerzos	Ensayo de laboratorio
$\sigma_1 = f_t, \sigma_2 = \sigma_3 = 0$	Resistencia a la tensión uniaxial
$\sigma_1 = 0, \sigma_2 = \sigma_3 = -f_{bc}$	Resistencia a la compresión biaxial
$\sigma_1 = -\sigma_h^a, \sigma_2 = \sigma_3 = -\sigma_h^a - f_1$	Resistencia a la compresión biaxial para muestras que a su vez son sometidas a un esfuerzo hidrostático σ_h^a

Fuente: William et al [1], Ansys® [2].

Es así que al resolver la ecuación (5.1), para el punto de intersección del vector r_1 , con la superficie de falla, se tiene que,

$$\frac{F_1}{f_{uc}} = S_1 = r_1 \quad (5.1a)$$

A partir de los tres (3) estados de esfuerzos listados en la Tabla 5-2, es posible establecer tres (3) ecuaciones que permiten hallar los tres (3) coeficientes a_0, a_1, a_2 , de la ecuación (5.10).

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{F_1}{f_{uc}} (\sigma_1 = f_t, \sigma_2 = \sigma_3 = 0) \\ \frac{F_1}{f_{uc}} (\sigma_1 = 0, \sigma_2 = \sigma_3 = -f_{cb}) \\ \frac{F_1}{f_{uc}} (\sigma_1 = -\sigma_h^a, \sigma_2 = \sigma_3 = -\sigma_h^a - f_1) \end{array} \right\} = \begin{bmatrix} 1 & \xi_t & \xi_t^2 \\ 1 & \xi_{cb} & \xi_{cb}^2 \\ 1 & \xi_1 & \xi_1^2 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} a_0 \\ a_1 \\ a_2 \end{Bmatrix} \quad (5.13)$$

El parámetro ξ (ecuación 5.12), para cada estado de esfuerzos de la Tabla 5-2, queda como se indica a continuación, (también ecuación (2)).

$$\xi_t = \frac{\sigma_h^a}{f_{uc}} = \frac{(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)}{3f_{uc}} = \frac{f_t}{3f_{uc}} \quad (5.14)$$

$$\xi_{cb} = \frac{\sigma_h^a}{f_{uc}} = -\frac{2f_{bc}}{3f_{uc}} \quad (5.15)$$

$$\xi_1 = \frac{\sigma_h^a}{f_{uc}} = -\frac{\sigma_h^a}{f_{uc}} - \frac{2f_1}{3f_{uc}} \quad (5.16)$$

Para el caso del vector r_2 , los coeficientes b_0, b_1, b_2 , pueden hallarse mediante el mismo procedimiento realizado para hallar los coeficientes del vector r_1 , solo que en este caso, los estados de esfuerzos de interés, son los existentes en los puntos de intersección del vector r_2 , con la superficie de falla. Estos estados de esfuerzos, y los ensayos representativos para cada estado, se indican en la Tabla 5-3.

Tabla 5-3: Dos estados de esfuerzos ubicados en la intersección de la superficie de falla y el vector r_2 .

Estado de esfuerzos	Ensayo de laboratorio
$\sigma_1 = \sigma_2 = 0, \sigma_3 = -f_{uc}$	Resistencia a la compresión uniaxial
$\sigma_1 = \sigma_2 = -\sigma_h^a, \sigma_3 = -\sigma_h^a - f_2$	Resistencia a la compresión uniaxial para muestras que a su vez son sometidas a un esfuerzo hidrostático σ_h^a

Fuente: William et al [1], Ansys® [2].

Como puede verse en la Tabla 5-3, hace falta un estado de esfuerzos adicional, para poder resolver el conjunto de tres ecuaciones con tres incógnitas, razón por la cual, para obtener la ecuación faltante, se acude al uso de un punto extremo de la superficie de falla, donde el vector r_1 y r_2 tienen el mismo valor (Figura 5-3), de la forma:

$$r_1(\xi_0) = r_2(\xi_0) = a_0 + a_1\xi_0 + a_2\xi_0^2 = 0 \tag{5.17}$$

El valor de ξ_0 es la raíz positiva de la ecuación (5.17). Por otra parte, ξ_c y ξ_2 , quedan como se indica a continuación,

$$\xi_c = \frac{\sigma_h^a}{f_{uc}} = \frac{(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)}{3f_{uc}} = \frac{-f_{uc}}{3f_{uc}} = \frac{-1}{3} \tag{5.18}$$

$$\xi_2 = -\frac{\sigma_h^a}{f_{uc}} - \frac{f_2}{3f_{uc}} \tag{5.19}$$

Con las ecuaciones (5.17), (5.18), (5.19), y (5.11), es posible construir el sistema de ecuaciones simultaneas para hallar los coeficientes b_0, b_1, b_2 , así:

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{F_1}{f_{uc}} (\sigma_1 = \sigma_2 = 0, \sigma_3 = -f_c) \\ \frac{F_1}{f_{uc}} (\sigma_1 = \sigma_2 = -\sigma_h^a, \sigma_3 = -\sigma_h^a - f_2) \\ \frac{F_1}{f_{uc}} (0) \end{array} \right\} = \begin{bmatrix} 1 & -1 & 1 \\ 1 & \frac{1}{3} & \frac{1}{9} \\ 1 & \xi_2 & \xi_2^2 \\ 1 & \xi_0 & \xi_0^2 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} b_0 \\ b_1 \\ b_2 \end{Bmatrix} \quad (5.20)$$

De acuerdo con William et al [1], la superficie de falla debe permanecer convexa, y por tanto la relación r_1/r_2 debe cumplir la siguiente condición,

$$0.5 \geq \frac{r_1}{r_2} < 1.25 \quad (5.21)$$

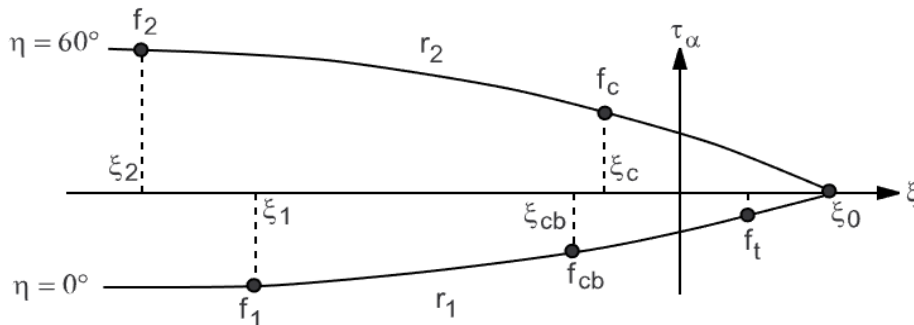
De igual manera, William et al [1], manifiestan que los coeficientes $a_0, a_1, a_2, b_0, b_1, b_2$, deben satisfacer las siguientes condiciones,

$$a_0 > 0, a_1 \leq 0, a_2 \leq 0 \quad (5.22)$$

$$b_0 > 0, b_1 \leq 0, b_2 \leq 0 \quad (5.23)$$

Como fue mencionado, r_1 y r_2 son vectores contenidos en el plano octaédrico. Estos vectores pueden graficarse con respecto a ξ , como se muestra en la Figura 5.3.

Figura 5-3: Corte de la superficie de falla. En las abscisas se ubican esfuerzos isotrópicos normalizados por f_c , y en las ordenadas se encuentra un esfuerzo cortante o desviador, colineal con los vectores r_1 y r_2 .



Fuente: Imagen tomada de Ansys® [2].

Si el criterio dado en la ecuación (5.1) se satisface, el material presenta falla por aplastamiento.

5.1.3 Escenario tensión – compresión – tensión

Para el escenario tensión-compresión-compresión en el cual $\sigma_1 \geq 0$, $\sigma_2 \leq 0$ y $\sigma_3 \leq 0$, se alcanza la falla del material bajo las siguientes condiciones:

$$F = F_2 = \frac{1}{\sqrt{15}} [(\sigma_2 - \sigma_3)^2 + \sigma_2^2 + \sigma_3^2]^{\frac{1}{2}} \quad (5.24)$$

$$S = S_2 = \left(1 - \frac{\sigma_1}{f_t}\right) \frac{2p_2(p_2^2 - p_1^2)\cos\eta + p_2(2p_1 - p_2)[4(p_2^2 - p_1^2)\cos^2\eta + 5p_1^2 - 4p_1p_2]^{\frac{1}{2}}}{4(p_2^2 - p_1^2)\cos^2\eta + (p_2 - 2p_1)^2} \quad (5.25)$$

$$\cos\eta = \frac{2\sigma_1 - \sigma_2 - \sigma_3}{\sqrt{2}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]^{\frac{1}{2}}} \quad (5.26)$$

$$p_1 = a_0 + a_1\chi + a_2\chi^2 \quad (5.27)$$

$$p_2 = b_0 + b_1\chi + b_2\chi^2 \quad (5.28)$$

$$\chi = \frac{(\sigma_2 + \sigma_3)}{3f_{uc}} \quad (5.29)$$

Los coeficientes a_0 , a_1 , a_2 , b_0 , b_1 , b_2 , son los obtenidos con las ecuaciones (5.13) y (5.20). Si el criterio de falla se satisface, ocurre la fractura del punto material en el plano perpendicular al esfuerzo principal σ_1 . En este escenario, el punto material también puede presentar aplastamiento.

5.1.4 Escenario tensión – tensión – compresión

El escenario tensión-tensión-compresión en el cual $\sigma_1 \geq 0$, $\sigma_2 \geq 0$ y $\sigma_3 \leq 0$, se establece el inicio de la falla bajo las siguientes condiciones:

$$F = F_3 = \sigma_i; \quad i = 1,2 \quad (5.30)$$

$$S = S_3 = \frac{f_t}{f_{uc}} \left(1 + \frac{\sigma_3}{f_{uc}} \right); \quad i = 1,2 \quad (5.31)$$

Si el criterio de falla se satisface para σ_1 y para σ_2 , la fractura se presenta en los planos perpendiculares a la dirección en la que actúan los esfuerzos σ_1 y σ_2 . Si el criterio de falla se satisface solo para σ_1 , la fractura ocurre en el plano perpendicular a dirección en la que actúa σ_1 . En este escenario, también se presenta aplastamiento.

5.1.5 Escenario tensión – tensión – tensión

Para este escenario ($\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3 \geq 0$), y de acuerdo con William et al [1],

$$F = F_4 = \sigma_i; \quad i = 1,2,3 \quad (5.32)$$

$$S = S_4 = \frac{f_t}{f_{uc}} \quad (5.33)$$

Si el criterio de falla se satisface para σ_1 , σ_2 , y σ_3 , la fractura se presenta en los planos perpendiculares a la dirección en la que actúan los esfuerzos σ_1 , σ_2 y σ_3 . Si el criterio de falla se satisface para σ_1 y para σ_2 , la fractura se presenta en los planos perpendiculares a la dirección en la que actúan los esfuerzos σ_1 y σ_2 . Si el criterio de falla se satisface solo para σ_1 , la fractura ocurre en el plano perpendicular a dirección en la que actúa σ_1 .

5.2 Modelo de Microplanos

A continuación, se presentan las bases teóricas del modelo de Microplanos, con énfasis en su aplicación y su uso en ANSYS APDL.

5.2.1 Descripción del modelo

El modelo de microplanos usado en la presente investigación, tiene sus orígenes en los trabajos realizados por Taylor sobre plasticidad en metales policristalinos (1938). Este modelo, ha recibido múltiples contribuciones a lo largo de la historia, y para el desarrollo de la presente investigación, se usa la versión publicada por Zreid, I. y Kaliske, M. A en el

año 2018, la cual ha sido incluida en la versión 19.2 del programa de elementos finitos ANSYS APDL

En el modelo de microplanos se supone que en cualquier punto al interior de una muestra, existen múltiples planos con diversas orientaciones (estos planos se conocen como microplanos), sobre los cuales es posible definir leyes vectoriales esfuerzo-deformación, que se relacionan con los tensores a nivel macroscópico mediante una restricción cinemática y un principio variacional, Zdenek P Bazant et al. [3].

Los orígenes del modelo y la historia de su evolución, puede ser consultada en Zdenek P Bazant et al. [3].

5.2.2 Ablandamiento por deformación

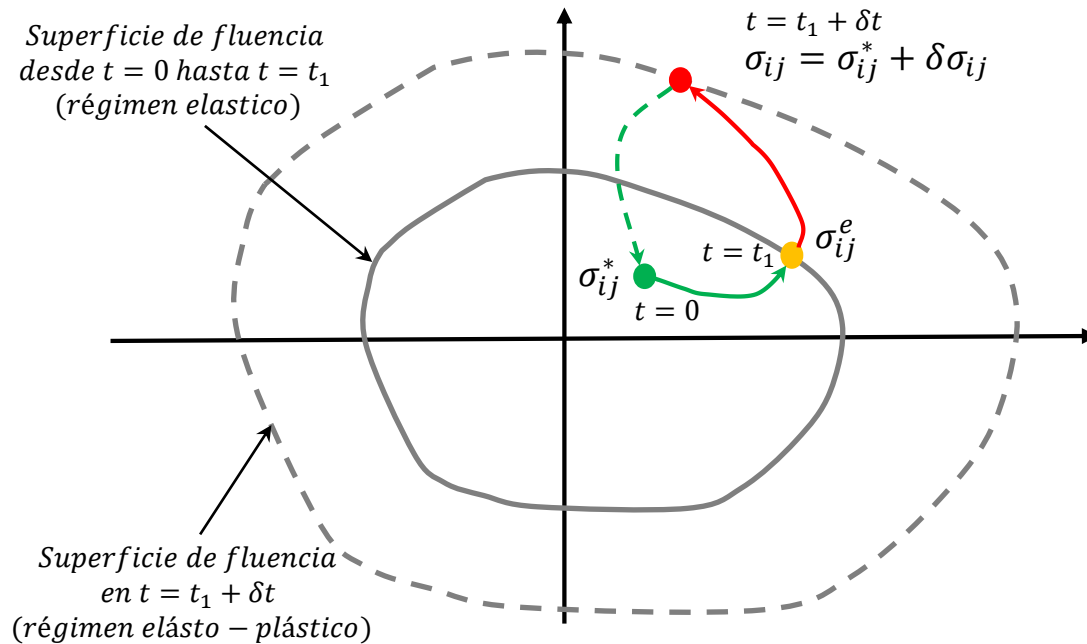
La presente investigación se realiza con base en la simulación de ensayos de compresión simple sobre muestras numéricas de concreto cuya geometría y composición se define a escala mesoscópica. Teniendo en cuenta, que los ensayos de compresión inconfiada están caracterizados por curvas esfuerzo-deformación que muestran ablandamiento después de haber sobrepasado el punto de fluencia, se hace importante conocer algunas particularidades que implica la modelación de este tipo de comportamientos.

De acuerdo con Bazant, Z. P. et al. [8], el ablandamiento por deformación viola las hipótesis de estabilidad en teoría de la plasticidad, que usualmente se expresan como el postulado de estabilidad de Drucker. De acuerdo con Pere Prat [9], el postulado de estabilidad de Drucker se establece a través de dos condiciones,

- a. El trabajo plástico realizado por un agente externo durante la aplicación de un conjunto incremental de fuerzas sobre los cambios de desplazamiento generados por ellos mismos, es positivo.
- b. El trabajo neto total realizado por un agente externo durante un ciclo de carga y descarga debe ser mayor o igual a cero.

La Figura 5.4, permite comprender con mayor facilidad el postulado de estabilidad de Drucker,

Figura 5-4: Ejemplo esquemático de un ciclo cerrado de aplicación de fuerzas, en el postulado de Drucker.



Fuente: Adaptado de "Ecuaciones Constitutivas – Elasticidad y Plasticidad", Pere Prat [9].

En la imagen se puede apreciar un ciclo de carga cerrado. En el tiempo t_0 el estado de esfuerzos es σ_{ij}^* , y se incrementa hasta interceptar la superficie de fluencia en el tiempo t_1 donde el estado de esfuerzos corriente es σ_{ij}^e . Posteriormente, se impone un incremento de esfuerzos adicional, capaz de generar deformaciones elásticas y plásticas, y por tanto una reubicación de la proyección de la superficie de fluencia en el plano coordenado donde ha sido definida (Figura 5-4). Finalmente, la muestra se descarga hasta llegar nuevamente al estado de esfuerzos inicial σ_{ij}^* . Con este ciclo de carga cerrado, se puede definir, el trabajo total dW_t , el trabajo realizado por el estado de esfuerzos σ_{ij}^* (dW_0), y el trabajo neto dW_n .

$$dW_n = dW_t - dW_0 \quad (5.34)$$

Al seguir la ruta de carga, es posible definir el trabajo total como,

$$dW_t = \int_0^{t_1} \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij}^e dt + \int_{t_1}^{t_1+\delta t} \sigma_{ij} (d\varepsilon_{ij}^e + d\varepsilon_{ij}^p) dt + \int_{t_1+\delta t}^{t_2} \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij}^e dt \quad (5.35)$$

Sabemos que el trabajo elástico para un ciclo de carga cerrado es igual a cero, por lo que el trabajo total es,

$$dW_t = \oint \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij}^e dt + \int_{t_1}^{t_1+\delta t} \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij}^p dt \quad (5.36)$$

$$dW_t = 0 + \int_{t_1}^{t_1+\delta t} \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij}^p dt \quad (5.37)$$

En este ciclo de carga cerrado, el trabajo realizado por el estado de esfuerzos inicial σ_{ij}^* , que genera deformación plástica, es,

$$dW_0 = \int_{t_1}^{t_1+\delta t} \sigma_{ij}^* d\varepsilon_{ij}^p dt \quad (5.38)$$

Por lo que el trabajo neto es,

$$dW_n = dW_t - dW_0 = \int_{t_1}^{t_1+\delta t} (\sigma_{ij} - \sigma_{ij}^*) d\varepsilon_{ij}^p dt \geq 0 \quad (5.39)$$

Esta expresión, representa al segundo postulado de Drucker. Las condiciones de estabilidad general, cuando δt tiende a cero, son,

$$(\sigma_{ij} - \sigma_{ij}^*) d\varepsilon_{ij}^p \geq 0 \quad (5.40)$$

O en forma vectorial

$$(\vec{\sigma} - \vec{\sigma}^*) d\varepsilon_{ij}^p \geq 0 \quad (5.41)$$

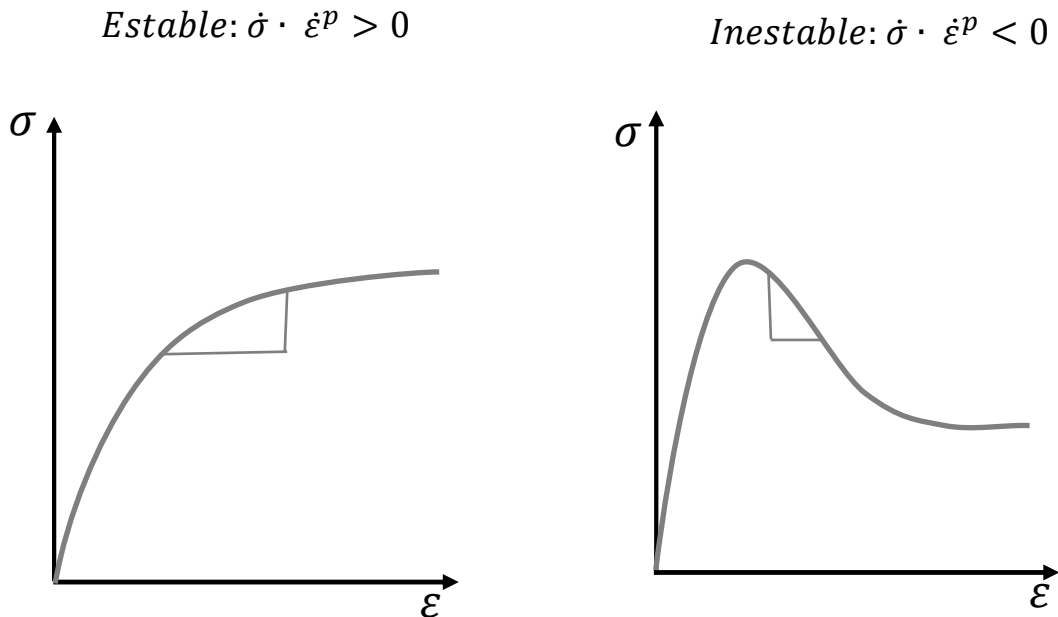
El primer postulado de Drucker nos indica que la estabilidad local, está dada por,

$$d\sigma_{ij}d\varepsilon_{ij}^p > 0 \quad (5.42)$$

$$d\vec{\sigma} \cdot d\vec{\varepsilon}^p > 0 \quad (5.43)$$

Por lo que puede concluirse, que curvas esfuerzo-deformación con pendiente negativa, no son estables respecto a establecido por el criterio de Drucker,

Figura 5-5: Ejemplo de una curva esfuerzo-deformación “Estable” según el criterio de Drucker. **Figura 5-6:** Ejemplo de una curva esfuerzo-deformación “Inestable” según el criterio de Drucker.



Fuente: Adaptado de “Ecuaciones Constitutivas – Elasticidad y Plasticidad”, Pere Prat [9].

Otro postulado que también define la estabilidad de los materiales que ablandan por deformación, es el postulado de *ilyushin*, el cual establece que el trabajo hecho por fuerzas externas para un ciclo cerrado de deformación es positivo. En este postulado, el trabajo se realiza sobre un ciclo de deformación, en lugar de un ciclo de esfuerzos como es el caso del postulado de Drucker. En el postulado de *ilyushin*, se usan las deformaciones como la variable independiente, y los esfuerzos como la respuesta.

Las microfisuras generan degradación de la rigidez elástica del material haciendo que el mismo pierda su isotropía. Esto también invalida el postulado de estabilidad de Drucker, así como el postulado de Ilyushin para la teoría del potencial inelástico en el campo de las deformaciones [8]. Es así, que las teorías que usan superficies de carga y potenciales inelásticos, no son buenas para modelar la microfisuración progresiva del concreto, la cual está directamente relacionada con el proceso de ablandamiento de este material, y por esta razón, una alternativa puede ser la de definir las propiedades inelásticas del material a nivel del microplano, en lugar de hacerlo a nivel global o del continuo.

5.2.3 Bases del modelo de microplanos

El modelo de microplanos usado en la presente investigación, se basa en el siguiente procedimiento general [2]:

- a. Se aplica una restricción cinemática para relacionar el tensor de deformaciones a nivel macroscópico, con su proyección a nivel del microplano.
- b. Se definen las relaciones constitutivas a nivel del microplano. Estas son unidireccionales y se aplican sobre cada microplano.
- c. Se emplea un proceso de homogenización a nivel del punto material, para obtener la respuesta global a nivel macroscópico.

5.2.3.1 Restricción cinemática

Para garantizar la estabilidad post-pico en etapas de carga con ablandamiento por deformación, se establece como hipótesis que el vector deformación sobre el microplano (la orientación del microplano está dada por un vector normal unitario n_i), es la proyección del tensor deformación a nivel macroscópico ϵ (escala del continuo) [3], [4], [8]. Tal planteamiento se denomina restricción cinemática.

La deformación a nivel del microplano, se separa en sus componentes volumétrico ϵ_V y desviador ϵ_D , tal como se muestra a continuación.

$$\epsilon = \epsilon_D + \epsilon_V \mathbf{1} \quad (5.44)$$

De acuerdo con Zreid, I et al. [4], la deformación volumétrica del microplano ε_V , en términos escalares, es:

$$\varepsilon_V = \mathbf{V} : \boldsymbol{\varepsilon} \quad (5.45)$$

$$\mathbf{V} = \frac{1}{3} \mathbf{1} \quad (5.46)$$

Donde \mathbf{V} es un tensor de segundo orden que sirve para proyectar la deformación volumétrica, y $\mathbf{1}$ es el tensor identidad de segundo orden. Por su parte, la deformación desviadora del microplano ε_D , en términos escalares es,

$$\varepsilon_D = \mathbf{Dev} : \boldsymbol{\varepsilon} \quad (5.47)$$

$$\mathbf{Dev} = \mathbf{n} \cdot \mathbf{I}^{dev} = \mathbf{n} \cdot \mathbf{I}^{sym} - \frac{1}{3} \mathbf{n} \cdot \mathbf{1} \otimes \mathbf{1} \quad (5.48)$$

$$\mathbf{Dev}^T = \mathbf{I}^{dev} \cdot \mathbf{n} \quad (5.49)$$

$$\mathbf{I}^{sym} = \frac{1}{2} [\mathbf{I} + \mathbf{I}^T] \quad (5.50)$$

\mathbf{I} es el tensor identidad de cuarto orden, \mathbf{I}^{sym} es la parte simétrica del tensor identidad de cuarto orden, y \mathbf{n} es un vector normal a cada microplano (microplano ubicado sobre su correspondiente microesfera). Los tensores proyección \mathbf{V} y \mathbf{Dev} se definen conociendo el vector normal \mathbf{n} a cada microplano [4].

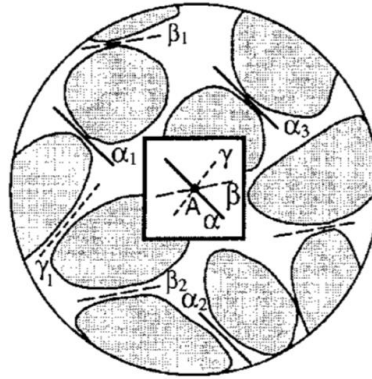
El modelo de microplanos puede ser visto como una consecuencia de la hipótesis que considera que la densidad de energía libre de un material, es una suma de las densidades de energía libre, expresada como función del vector deformación sobre planos con múltiples orientaciones [3].

Teniendo en cuenta la restricción cinemática expuesta, la cual relaciona las deformaciones a nivel del microplano, con las deformaciones a nivel macroscópico (nivel del continuo), puede suponerse, que, para una esfera de radio unitario cuya superficie es Ω , la suma o integral de la energía libre sobre todos los microplanos existentes en el interior de la esfera (energía libre sobre el microplano Ψ^{mic}), es igual a la Energía Libre de Helmholtz a escala macroscópica Ψ^{mac} .

$$\Psi^{mac} = \frac{3}{4\pi} \int_{\Omega} \Psi^{mic} d\Omega \quad (5.51)$$

El factor $3/4\pi$ proviene del proceso de integración de una esfera de radio unitario, con respecto al área Ω de su superficie. Esta ecuación variacional plantea la equivalencia entre la energía asociada a los macro-esfuerzos en el interior de una esfera unitaria (esfuerzos a nivel del continuo), con la energía asociada a los micro-esfuerzos considerados como tracciones sobre la superficie de la esfera. La integral físicamente representa una homogenización de diferentes contribuciones provenientes de planos con diferentes orientaciones dentro del material, tal como se ilustra en la Figura 5.7 [3].

Figura 5-7: Ejemplo esquemático de la ubicación de microplanos al interior de una esfera de radio unitario.



Fuente: Imagen tomada de Zdenek P Bazant et al. [3].

Los esfuerzos pueden obtenerse al derivar la energía libre con respecto al tensor de deformaciones.

$$\sigma = \frac{3}{4\pi} \int_{\Omega} \frac{\partial \Psi^{mic}}{\partial \epsilon} d\Omega = \frac{3}{4\pi} \int_{\Omega} (V\sigma_V + 2Dev^T \cdot \sigma_D) d\Omega \quad (5.52)$$

donde σ_V es el esfuerzo volumétrico en términos escalares, y σ_D es el tensor de esfuerzos desviadores sobre la microesfera. $\sigma_V = V:\sigma$ y $\sigma_D = Dev:\sigma$. Al suponer elasticidad isotrópica, se tiene,

$$\sigma_V = \frac{\partial \psi^{mic}}{\partial \varepsilon_V} = K^{mic} \varepsilon_V \quad (5.53)$$

$$\sigma_D = \frac{\partial \psi^{mic}}{\partial \varepsilon_D} = G^{mic} \varepsilon_D \quad (5.54)$$

Siendo K^{mic} un módulo Bulk a nivel del microplano, y G^{mic} el módulo de cortante. Estos dos parámetros pueden ser relacionados con los valores a nivel macroscópico.

$$K^{mic} = 3K \quad (5.55)$$

$$G^{mic} = G \quad (5.56)$$

Al integrar sobre la superficie de la microesfera, es posible calcular las cantidades homogenizadas. La integración se realiza con 42 microplanos, pero debido a la simetría, se usan solo 21 planos que forman media esfera.

$$\frac{3}{4\pi} \int_{\Omega} (\blacksquare) d\Omega = \sum_{i=1}^{N_p} (\blacksquare) W^i \quad (5.57)$$

donde W^i es el peso ponderado para cada punto de integración, cuyas coordenadas y pesos ponderados pueden ser consultados en Zreid, I et al. [4]. N_p es el número de microplanos evaluados (21 para este caso), y (\blacksquare) es la cantidad a ser homogenizada.

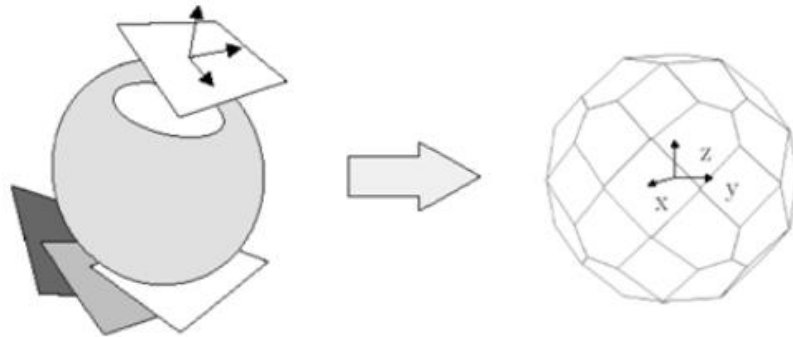
Para efectos del cálculo numérico, la integral es remplazada por una fórmula de integración Gaussiana para una superficie esférica, representando una suma ponderada sobre los microplanos. En programas de elementos finitos de dinámica explícita, la integral Gaussiana debe ser evaluada en cada punto de integración de cada elemento finito en cada paso de tiempo [3].

5.2.3.2 Definición de microplanos

En esta etapa, la micro esfera de radio unitario, que sirve como volumen de control para realizar el balance de energía entre los niveles microscópico y macroscópico (microplano y el continuo), se representa de manera aproximada con múltiples microplanos. En esta versión del modelo, se usan 42 microplanos para representar la superficie de la esfera, sin

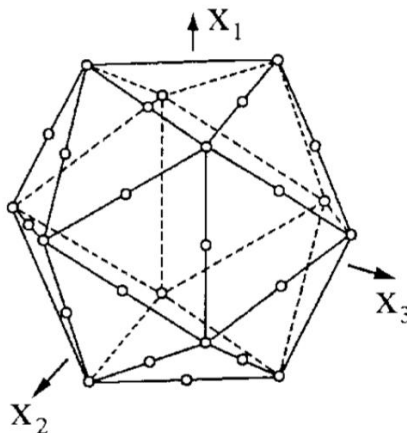
embargo, debido a la simetría de los microplanos, el problema queda definido con 21 microplanos (media esfera). La selección del número de microplanos, se basa en aspectos como la exactitud de la solución que puede ser lograda al aplicar la fórmula de integración Gaussiana para un número específico de Microplanos [3].

Figura 5-8: Microesfera discretizada con 42 microplanos.



Fuente: ANSYS Inc. [2].

Figura 5-9: Microesfera discretizada con 21 Microplanos. Se detalla la ubicación de los puntos de integración.



Fuente: Zdenek P Bazant et al. [3]

Este modelo es una de las primeras aproximaciones publicadas por Zdenek P Bazant et al. [3]. En la imagen se observan los puntos de integración para cada Microplano.

5.2.4 Aproximación constitutiva elasto-plástica con daño utilizada en el modelo de microplanos

Generalmente, los modelos usados para predecir el comportamiento plástico de los materiales, se basan en los esfuerzos, por lo que las ecuaciones son implícitas y en la mayoría de los casos se requiere de un proceso iterativo para hallar la solución. Por otro lado, son comunes los modelos de daño basados en las deformaciones, lo que significa que los esfuerzos se calculan de manera directa y no se requiere de un proceso iterativo para encontrar su valor [6].

Cuando se incluye plasticidad y daño en el modelo, puede considerarse con un buen grado de aproximación, que la frontera que demarca el inicio de la fluencia es aproximadamente la misma que da paso al inicio del daño. Es así que, al cargar una muestra se espera que la ruta de esfuerzos recorra el dominio elástico hasta alcanzar la superficie de fluencia, donde el inicio de las deformaciones plásticas y una leve acumulación de las mismas, genera la acumulación de daño. La cantidad de deformación plástica acumulada para dar inicio al daño, es diferente para estados de tensión o compresión [6].

El comportamiento plástico del material a nivel del microplano, se modela mediante relaciones esfuerzo-deformación que se asemejan a modelos de plasticidad clásicos (basados en los invariantes). Por otra parte, la superficie de fluencia a nivel del microplano, se define mediante un modelo Drucker-Prager de 3 superficies, la cual permite cubrir todos los estados de esfuerzos posibles, y modelar procesos de carga cíclica [6].

La degradación de la rigidez con el incremento en la deformación, se tiene en cuenta mediante leyes de daño. Es así que para lograr el acople entre daño y plasticidad, la función que describe la energía libre a nivel microscópico, se modificada para incluir un parámetro de daño d^{mic} ,

$$\Psi^{mic}(\varepsilon_V, \varepsilon_D, d^{mic}) = (1 - d^{mic})\Psi^{mic}(\varepsilon_V, \varepsilon_D) \quad (5.58)$$

Los esfuerzos se obtienen con,

$$\sigma = \frac{3}{4\pi} \int_{\Omega} \frac{\partial \psi^{mic}}{\partial \varepsilon} d\Omega = \frac{3}{4\pi} \int_{\Omega} (V\sigma_V + 2Dev^T \cdot \sigma_D) d\Omega \quad (5.59)$$

Donde,

$$\sigma_V(\varepsilon_V, d^{mic}) = (1 - d^{mic})K^{mic}(\varepsilon_V) \quad (5.60)$$

$$\sigma_D(\varepsilon_D, d^{mic}) = (1 - d^{mic})G^{mic}(\varepsilon_D) \quad (5.61)$$

Además, los componentes totales de la deformación, son separados en su componente elástico y plástico. Resultando en la siguiente relación esfuerzo-deformación, Zreid, I. et al. [5].

$$\sigma = \frac{3}{4\pi} \int_{\Omega} (1 - d^{mic}) [K^{mic}V(\varepsilon_V - \varepsilon_V^{pl}) + 2G^{mic}Dev^T \cdot (\varepsilon_D - \varepsilon_D^{pl})] d\Omega \quad (5.62)$$

donde d^{mic} es la variable de daño normalizada $\{0 \leq d^{mic} \leq 1\}$, ε_V^{pl} es la deformación volumétrica plástica a nivel de microplano, ε_D^{pl} es la deformación desviadora plástica a nivel de microplano. La evolución de deformación plástica volumétrica y desviadora a nivel de microplano, se obtiene con, Zreid, I. et al. [5].

$$\dot{\varepsilon}_V^{pl} = \lambda \frac{\partial f^{mic}}{\partial \sigma_V^e} \quad (5.63)$$

$$\dot{\varepsilon}_D^{pl} = \lambda \frac{\partial f^{mic}}{\partial \sigma_D^e} \quad (5.64)$$

donde λ es el multiplicador plástico, f^{mic} es la función de fluencia a nivel del microplano, y las derivadas parciales definen la dirección de flujo plástico de cada componente de deformación. Los esfuerzos efectivos a nivel del microplano, son [5].

$$\sigma_V^e = K^{mic}(\varepsilon_V - \varepsilon_V^{pl}) \quad (5.65)$$

$$\sigma_D^e = 2G^{mic}(\varepsilon_D - \varepsilon_D^{pl}) \quad (5.66)$$

donde σ_V^e es el esfuerzo volumétrico efectivo, y σ_D^e es el esfuerzo desviador efectivo.

5.2.4.1 Superficie de fluencia a nivel del microplano

Para evaluar el comportamiento inelástico a nivel del microplano, se hace necesario definir límites a partir de los cuales se da inicio a la fluencia. Usualmente, estos límites dependen de la combinación de esfuerzos, y una vez son alcanzados se presenta el ablandamiento del material, el cual se da por la fluencia plástica y por la degradación del módulo; esta última asociada con la acumulación de daño (Efecto visible en las curvas de descarga), Zreid, I. et al. [5].

Dentro de los límites de la superficie de fluencia, el comportamiento es elástico, aunque puede presentarse degradación progresiva del módulo por efecto del daño (que se acumula después de haber alcanzado la superficie de fluencia). Los estados de esfuerzos que se ubican al exterior de la superficie de fluencia, son estados inadmisibles. Por otra parte, los estados de esfuerzos que recorren la superficie de fluencia deben generar un incremento de deformaciones del mismo signo que los esfuerzos aplicados, pues de lo contrario se genera una descarga elástica y el estado de esfuerzos se ubicara dentro de la superficie de fluencia.

Estas reglas para la superficie de fluencia son suficientes para reproducir a nivel macroscópico el efecto de Bauschinger (al deformar un metal en una dirección hasta la sobrepasar el límite elástico y luego deformarlo en la dirección contraria, el límite de proporcionalidad es menor en la segunda etapa de carga), así como para reproducir los ciclos típicos de histéresis durante etapas de carga cíclica. A pesar de la marcada perdida de pendiente (en la respuesta esfuerzo-deformación), cuando el estado de esfuerzos alcanza la superficie de fluencia, la respuesta macroscópica es suave gracias a que múltiples microplanos entran en etapas de carga y descarga a diferentes tiempos, Zdenek P Bazant et al. [3].

Para definir una superficie que pueda alojar sobre si cualquier combinación de esfuerzos capaz de generar fluencia en la muestra, puede combinarse más de una superficie. En el

presente modelo, esto se logra combinado el criterio de Drucker Prager, con dos contornos debidamente ubicados en cada extremo del cono definido por este criterio de fluencia. El contorno más grande, estará ubicado en el extremo donde los esfuerzos isotrópicos de compresión son mayores, y el contorno pequeño, estará ubicado en el extremo donde los esfuerzos isotrópicos son de tracción o donde la tracción es el componente de carga dominante.

A nivel macroscópico (nivel del continuo), la superficie de fluencia definida por la expresión clásica de Drucker-Prager, es,

$$f_{D-P}^{mac} = \sqrt{J_2} + \alpha^{mac} J_1 - \sigma_0 \quad (5.67)$$

Para definir el criterio de Drucker-Prager a nivel del microplano, se requiere del primer y segundo invariante de esfuerzos sobre el microplano (micro esfuerzos). De acuerdo con Zreid, I. et al. [6], estos valores son,

$$J_1 = \frac{3}{4\pi} \int_{\Omega} \sigma_V^e d\Omega \quad (5.68)$$

$$2J_2 = \frac{3}{4\pi} \int_{\Omega} \sigma_D^e \cdot \sigma_D^e d\Omega \quad (5.69)$$

Combinando términos, se obtiene el criterio de Drucker-Prager para el microplano, Zreid, I. et al. [6].

$$f_{D-P}^{mic} = \sqrt{\frac{3}{2} \sigma_D^e \cdot \sigma_D^e} + \alpha \sigma_V^e - \sigma_0 \quad (5.70)$$

Para este modelo, los parámetros del material son el esfuerzo de fluencia inicial σ_0 , y el coeficiente de fricción α .

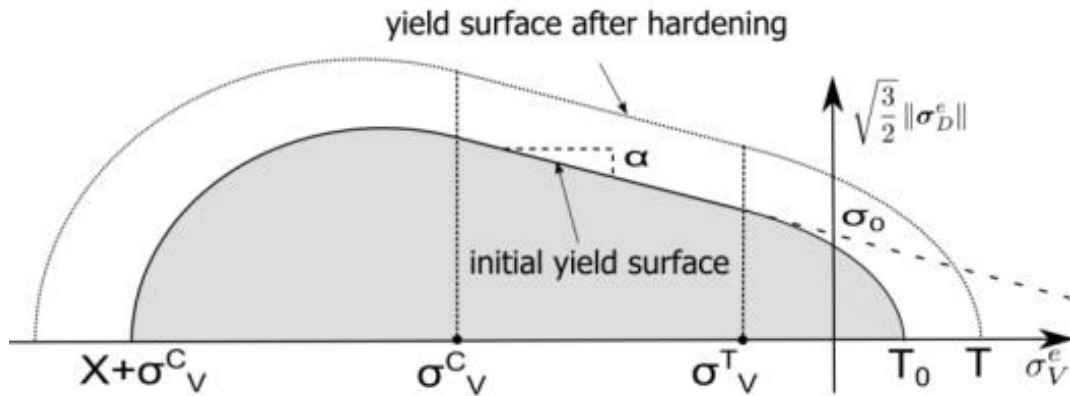
Definir la superficie de fluencia a partir del criterio de Drucker-Prager, acoplado con el contorno para estados de compresión, y el contorno para estados de tracción, requiere

lograr un buen ajuste en la transición de dichos tramos de la superficie, consiguiendo que esta sea continua y suave. Esto se logra con la siguiente expresión, Zreid, I. et al. [6],

$$f^{mic}(\sigma_D^e, \sigma_V^e, k) = \frac{3}{2} \sigma_D^e \cdot \sigma_V^e - f_{1m}^2(\sigma_V^e, k) f_c(\sigma_V^e, k) f_t(\sigma_V^e, k) \quad (5.71)$$

El súper índice e , representa los esfuerzos efectivos, por lo que esta función se evalúa al interior del espacio donde el estado de esfuerzos no genera daño (zona gris).

Figura 5-10: Corte de la superficie de fluencia.



Fuente: Tomado de Zreid, I. et al. [6], ANSYS Inc. [2].

En la expresión generalizada para la superficie de fluencia, f_{1m} es la función de fluencia de Drucker-Prager con endurecimiento, f_{cm} es la función de fluencia que describe el contorno para estados de compresión, y f_{tm} es la función de fluencia que describe el contorno para estados en tensión.

El producto $f_{1m}^2 f_{cm}$ garantiza que la zona de compresión tiene la misma pendiente que la función f_{1m} en el punto de intersección entre f_{1m} y f_{cm} . Lo mismo ocurre para la zona de la superficie de fluencia para estados en tensión, y en general la superficie de fluencia tiene una continuidad C^1 , Zreid, I. et al. [6]. La función de fluencia de Drucker-Prager con endurecimiento f_{1m} , es,

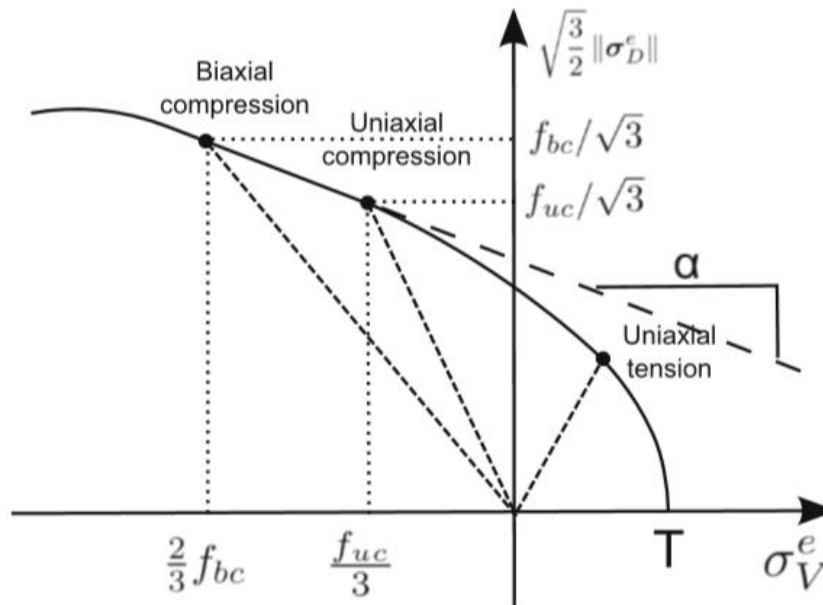
$$f_{1m} = \sigma_0 - \alpha \sigma_V^e + f_h(k) \quad (5.72)$$

Como se mencionó anteriormente, σ_0 es el esfuerzo inicial de fluencia, α es un coeficiente de fricción, y $f_h(k)$ es una función de endurecimiento. El esfuerzo de fluencia inicial σ_0 y el coeficiente de fricción α pueden ser calculados al conocer que los estados de esfuerzos biaxial y uniaxial, caen sobre la porción de la superficie de fluencia donde el criterio Drucker-Prager es una línea recta.

$$\alpha = \frac{\sqrt{3}(f_{bc} - f_{uc})}{2f_{bc} - f_{uc}} \tag{5.73}$$

$$\sigma_0 = \left(\frac{1}{\sqrt{3}} - \frac{\alpha}{3}\right) f_{uc} \tag{5.74}$$

Figura 5-11: Ubicación del ensayo de compresión biaxial, el ensayo de compresión simple (uniaxial), y el ensayo de tracción uniaxial, en un corte de la superficie de fluencia.



Fuente: Tomado de Zreid, I. et al. [6].

El punto de intersección entre el contorno de tensión y la función de fluencia de Drucker-Prager σ_V^T , puede ser estimado con base en la siguiente relación empírica, ANSYS Inc. [2].

$$\sigma_V^T = -f_{uc}/3 \tag{5.75}$$

De igual manera, la intersección inicial del cascarón de tensión con el eje volumétrico T_0 , puede ser estimada con base en la siguiente relación,

$$T_0 = f_{ut}/3 \quad (5.76)$$

Por su parte, la función que describe el contorno para estados de compresión (fracción de la superficie de fluencia generalizada), Zreid, I. et al. [6], es,

$$f_{cm} = 1 - H_C(\sigma_V^C - \sigma_V^e) \frac{(\sigma_V^e - \sigma_V^C)^2}{X^2} \quad (5.77)$$

$$X = Rf_{1m}(\sigma_V^C) \quad (5.78)$$

Donde H_C es la función de paso de Heaviside, y σ_V^C es la abscisa del punto de intersección entre f_{1m} y f_{cm} . R es la relación entre el eje mayor (volumétrico) y el eje menor (desviador) del contorno de compresión que hace parte de la superficie de fluencia generalizada. La función que describe el contorno para estados de tensión, Zreid, I. et al. [6], es,

$$f_{tm} = 1 - H_t(\sigma_V^e - \sigma_V^T) \frac{(\sigma_V^e - \sigma_V^T)^2}{(T - \sigma_V^T)^2} \quad (5.79)$$

$$T = T_0 + R_T f_h(k) \quad (5.80)$$

Donde σ_V^T es la abscisa del punto de intersección entre f_{1m} y f_{tm} . Por su parte, T_0 es la intersección inicial del contorno de tensión con el eje volumétrico. El punto de intersección T , se incrementa debido al endureciendo de la muestra, y la cantidad de este incremento es controlada por el parámetro R_T (parámetro de endurecimiento).

La función H_C y H_t de Heaviside es usada para activar la superficie solo cuando el estado de esfuerzos está en sus dominios, y de acuerdo con Zreid, I. et al. [6], es,

$$H(x) = \frac{1}{2}(1 + \text{sgn}(x)) \quad (5.81)$$

$$\text{sgn}(x) = \begin{cases} 1 & \text{si } x > 0 \\ 0 & \text{si } x = 0 \\ -1 & \text{si } x < 0 \end{cases} \quad (5.82)$$

Donde $sgn(x)$ es la *función signo*. El endurecimiento se considera lineal y definido por,

$$f_h(k) = Dk \quad (5.83)$$

Donde D es una constante del material (parámetro de endurecimiento), y la ley de evolución para la variable de endurecimiento k , es.

$$\dot{k} = \dot{\lambda} \quad (5.83a)$$

5.2.4.2 Evolución del daño

Para modelar el comportamiento del concreto sometido a carga cíclica, se debe tener en cuenta lo siguiente.

- a. El inicio del daño y su posterior evolución durante estados de carga en compresión, es diferente al de estados de carga en tensión, es así que:
 - El concreto es más frágil en tensión, y después del límite elástico, el ablandamiento empieza a ocurrir casi de manera inmediata.
 - En ensayos de compresión, se observa algo de endurecimiento después del límite elástico. Esta etapa de endurecimiento es corta y rápidamente se desvanece para dar paso a la etapa de ablandamiento por deformación.

- b. En ciclos de carga descarga, la pérdida de rigidez que se genera por fisuración durante la etapa de tracción, se recupera en compresión por el cierre de las fisuras. Sin embargo, el daño ocurrido durante la etapa de compresión, se conserva en la etapa de tracción, y se refleja en la disminución de la rigidez.

Debe recordarse que, para el caso de compresión isotrópica, el material no presenta ablandamiento por deformación, sino endurecimiento por deformación, causado por el colapso y cierre de los poros [3]. En este sentido, a medida que el componente isotrópico durante un ensayo de compresión anisotrópica, se vuelve más relevante, la muestra puede dejar de presentar ablandamiento por deformación.

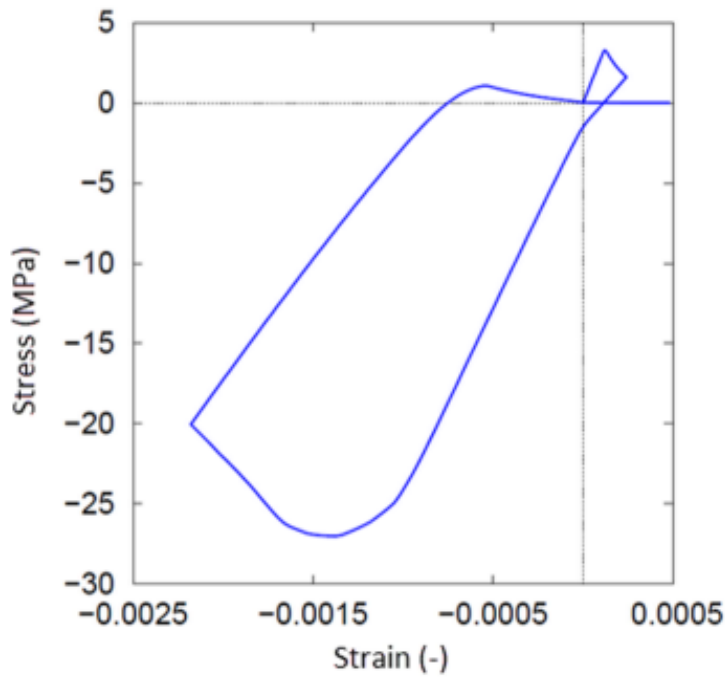
Estos rasgos de comportamiento, pueden describirse al dividir el daño total d^{mic} en su componente de compresión d_c^{mic} y el componente de tensión d_t^{mic} [6],

$$1 - d^{mic} = (1 - d_c^{mic})(1 - r_w d_t^{mic}) \quad (5.84)$$

$$r_w = \frac{\sum_{l=1}^3 \langle \varepsilon^l \rangle}{\sum_{l=1}^3 |\varepsilon^l|} \quad (5.85)$$

donde r_w es un factor de ponderación para la separación del daño, ε^l representa las deformaciones principales en el tensor de deformaciones, y $\langle \varepsilon^l \rangle$ es la parte positiva de las deformaciones principales en el tensor de deformaciones. La figura 5.12 muestra la reducción de la rigidez en descarga, y la recuperación de la rigidez en compresión.

Figura 5-12: Ciclo carga descarga para un ensayo de compresión sobre especímenes de concreto simple.



Fuente: Zreid, I. et al. [6].

Las leyes de daño se definen como, Zreid, I. et al. [6],

$$d_t^{mic} = 1 - \exp(-\beta_t \gamma_t^{mic}) \quad (5.86)$$

$$d_c^{mic} = 1 - \exp(-\beta_c \gamma_c^{mic}) \quad (5.87)$$

donde β_t y β_c son constantes del material, y las variables que controlan la evolución del daño γ_t^{mic} y γ_c^{mic} , son calculadas a partir de la historia de deformaciones equivalentes.

$$\gamma_t^{mic} = \begin{cases} \eta_t^{mic} - \gamma_{t0} & \eta_t^{mic} > \gamma_{t0} \\ 0 & \eta_t^{mic} \leq \gamma_{t0} \end{cases} \quad (5.88)$$

$$\gamma_c^{mic} = \begin{cases} \eta_c^{mic} - \gamma_{c0} & \eta_c^{mic} > \gamma_{c0} \\ 0 & \eta_c^{mic} \leq \gamma_{c0} \end{cases} \quad (5.89)$$

donde γ_{t0} , γ_{c0} , son límites para el inicio del daño en compresión y tensión (límites en términos de la deformación equivalente, que podrán variar de acuerdo con la acumulación de daño), es así, que cuando la deformación equivalente no supera los límites γ_{t0} , γ_{c0} , el estado de esfuerzos corriente no genera daño en el material. Las tasas de deformación equivalente $\dot{\eta}_t^{mic}$, $\dot{\eta}_c^{mic}$, son función de las tasas de deformación volumétrica plástica, Zreid, I. et al. [6],

$$\dot{\eta}_t^{mic} = \begin{cases} r_w \dot{\epsilon}_V^{pl} & \dot{\epsilon}_V^{pl} > 0 \\ 0 & \dot{\epsilon}_V^{pl} \leq 0 \end{cases} \quad (5.90)$$

$$\dot{\eta}_c^{mic} = \begin{cases} (1 - r_w) \dot{\epsilon}_V^{pl} & \dot{\epsilon}_V^{pl} > 0 \\ 0 & \dot{\epsilon}_V^{pl} \leq 0 \end{cases} \quad (5.91)$$

Como puede observarse, $\dot{\eta}_t^{mic}$, y $\dot{\eta}_c^{mic}$, toman un valor igual a cero cuando la deformación volumétrica plástica es negativa y hay compactación del material; en este caso el estado de esfuerzos se localiza en el dominio del contorno de compresión. Limitar la acumulación de daño para valores $\dot{\epsilon}_V^{pl}$ mayores a cero, evita que se presente daño en casos donde los niveles de confinamiento son altos, y el material presenta endurecimiento por deformación, [6]. Para pos-procesamiento, el daño homogenizado d^{hom} se define como, ANSYS Inc. [2],

$$d^{hom} = \frac{1}{4\pi} \int_{\Omega} d^{mic} d\Omega \quad (5.92)$$

5.2.4.3 Regularización implícita del gradiente

Los modelos con ablandamiento por deformación, comúnmente presentan sensibilidad a la malla e inestabilidad numérica, [6]. Para mitigar el efecto de estas anomalías, el modelo aquí expuesto, no solo incluye la restricción cinemática entre las deformaciones a nivel del microplano y las deformaciones a nivel macroscópico, sino que también incluye un método no local para la regularización implícita del gradiente.

El proceso de regularización implícita del gradiente, consiste en calcular una variable local a partir de un promedio de su contraparte no local, considerando el valor no local como un grado de libertad extra gobernado por una ecuación de tipo Helmholtz, [6]. Este promedio garantiza que el campo de deformación permanezca suave, sin que se presenten discontinuidades, que de darse darían lugar a un problema donde la solución no existe, y/o la solución no es única, y/o el comportamiento de la solución no cambia con el cambio continuo en las condiciones iniciales.

Las ecuaciones que gobiernan el problema son, [6]: i). La ecuación de balance lineal del momentum, y ii). Una ecuación modificada de Helmholtz que describe el campo de deformaciones no-locales equivalentes $\bar{\eta}_m$.

$$\nabla \cdot \sigma + f = 0 \quad \text{Ec. de Balance Lineal del Momentum} \quad (5.93)$$

$$\bar{\eta}_m - C\nabla^2\bar{\eta}_m = \eta_m \quad \text{Ec. de Helmholtz Modificada} \quad (5.94)$$

En la ecuación de Balance Lineal de Momentum, $\nabla \cdot$ es la divergencia del tensor de esfuerzos de Cauchy σ , y f es el vector de fuerzas de cuerpo. Por su parte, en la Ecuación de Helmholtz Modificada, ∇^2 es el operador de Laplace, el parámetro C controla el rango de interacción no local, la deformación equivalente η_m es la variable local a ser enriquecida, y $\bar{\eta}_m$ es su contraparte no local. Como condición de borde para el contorno, se usa una condición de frontera homogénea de Neumann,

$$\nabla\bar{\eta}_m \cdot n_b = 0 \quad (5.95)$$

Donde n_b es un vector normal al límite externo del campo no local y ∇ es el gradiente. Con las condiciones de borde homogéneas de Neumann, no se requiere definición explícita de

las condiciones de borde para los grados de libertad extra. La variable local η_m , y la variable no local $\bar{\eta}_m$, tienen componentes de compresión y tensión, por lo que cada nodo tiene dos grados de libertad extra,

$$\eta_m = \begin{bmatrix} \eta_{mt} \\ \eta_{mc} \end{bmatrix} \quad (5.96)$$

$$\bar{\eta}_m = \begin{bmatrix} \bar{\eta}_{mt} \\ \bar{\eta}_{mc} \end{bmatrix} \quad (5.97)$$

Las variables locales a ser enriquecidas en este modelo, son las deformaciones equivalentes η_t^{mic} y η_c^{mic} . Teniendo en cuenta que la superficie de la micro esfera (sobre la cual se realiza el balance de energía entre el nivel microscópico y macroscópico), está compuesta por 42 microplanos y que debido a la simetría de los microplanos, el problema queda definido por 21 microplanos (media micro esfera), es posible percibir que sobre cada microplano, existirán valores independientes para η_t^{mic} y η_c^{mic} , ANSYS Inc. [2]. Es así que para lograr la eficiencia numérica, es conveniente contar con valores homogenizados para η_t^{mic} y η_c^{mic} , los cuales se obtienen con la siguiente expresión [6],

$$\begin{bmatrix} \eta_{mt} \\ \eta_{mc} \end{bmatrix} = \frac{1}{4\pi} \begin{bmatrix} \int_{\Omega} \eta_t^{mic} d\Omega \\ \int_{\Omega} \eta_c^{mic} d\Omega \end{bmatrix} \quad (5.98)$$

Esto significa, que solo se requieren dos grados de libertad adicionales por cada nodo de la malla de elementos finitos. De acuerdo con Zreid, I. et al. [6], para lograr la regularización total de los modelos que acoplan plasticidad y daño, se requiere definir una nueva variable que se evaluará como la combinación lineal de variables locales y no locales. En este caso las nuevas variables son $\hat{\eta}_t^{mic}$ y $\hat{\eta}_c^{mic}$, y están dadas por las siguientes expresiones,

$$\hat{\eta}_t^{mic} = m\bar{\eta}_{mt} + (1 - m)\eta_t^{mic} \quad (5.99)$$

$$\hat{\eta}_c^{mic} = m\bar{\eta}_{mc} + (1 - m)\eta_c^{mic} \quad (5.100)$$

Donde m es un parámetro que debe ser mayor a 1 para lograr la regularización, razón por la cual, las variables no locales toman un peso mayor que uno, y las variables locales toman un peso negativo, Zreid, I. et al. [6]. El promediar garantiza un campo de

deformación suave, previniendo las discontinuidades en el desplazamiento, las cuales pueden conllevar a un problema donde la solución no existe, y/o la solución no es única, y/o el comportamiento de la solución no cambia con el cambio continuo en las condiciones de frontera [2].

Las nuevas variables $\hat{\eta}_t^{mic}$ y $\hat{\eta}_c^{mic}$, ahora son usadas para calcular las variables para el manejo del daño γ_t^{mic} y γ_c^{mic} , como sigue,

$$\gamma_t^{mic} = \begin{cases} \hat{\eta}_t^{mic} - \gamma_{t0} & \hat{\eta}_t^{mic} > \gamma_{t0} \\ 0 & \hat{\eta}_t^{mic} \leq \gamma_{t0} \end{cases} \quad (5.101)$$

$$\gamma_c^{mic} = \begin{cases} \hat{\eta}_c^{mic} - \gamma_{c0} & \hat{\eta}_c^{mic} > \gamma_{c0} \\ 0 & \hat{\eta}_c^{mic} \leq \gamma_{c0} \end{cases} \quad (5.102)$$

Donde γ_{t0} y γ_{c0} son los umbrales de daño de tensión y compresión. Es importante notar, que usar un valor $m > 1$, puede generar valores negativos de $\hat{\eta}_t^{mic}$ y $\hat{\eta}_c^{mic}$, por lo que es necesario usar la definición de γ^{mic} para evitar valores inadmisibles de daño, Zreid, I. et al. [6].

(Note que, en este método la parte elástica del modelo, no está afectada por la mejora del gradiente. El campo no local está presente solo en la ley de evolución del daño).

5.2.4.4 Parámetros del modelo

Para su completa definición, el modelo requiere de los 15 parámetros que se indican en la Tabla 5-4,

Tabla 5-4: Parámetros requeridos por el modelo de microplanos.

Componente	Subtipo	Parámetro	Descripción
Elasticidad		E	Módulo de Elasticidad
		ν	Relación de Poisson
Plasticidad	Función de	f_{uc}	Resistencia a la compresión uniaxial
	Fluencia de	f_{bc}	Resistencia a la compresión biaxial
	Drucker-Prager	f_{ut}	Resistencia a la tensión uniaxial

Tabla 5-4: (Continuación)

Componente	Subtipo	Parámetro	Descripción
	Contorno de compresión (superficie de fluencia).	σ_V^C	Abscisa del punto de intersección entre el contorno de compresión y la función de fluencia de Drucker-Prager.
		R	Relación entre el eje mayor y el eje menor de la superficie de fluencia.
	Endurecimiento	D	Constante de endurecimiento del material.
		R_T	Constante de endurecimiento para el contorno de tensión.
Daño		γ_{t0}, γ_{c0}	Deformación equivalente en el límite de daño para tensión y compresión.
		β_t, β_c	Contante de evolución del daño en tensión y compresión.
Regularización del gradiente		C	Parámetro que controla el rango de interacción no local .
		m	Parámetro promedio de tipo numérico.

Fuente: Tomado de Zreid, I. et al. [6], ANSYS Inc. [2].

5.2.4.5 Elasticidad

Para definir la etapa elástica lineal del material, se usa el módulo de elasticidad o de Young E , y la relación de Poisson ν , los cuales son parámetros que pueden obtenerse en ensayos de laboratorio rutinarios, o pueden ser consultados en referencias bibliográficas.

De acuerdo con Zreid, I. et al. [6], la clave para identificar las constantes elásticas a nivel del microplano, se encuentra en relacionar las mismas, con las constantes elásticas a nivel macroscópico. Al tener en cuenta que, en el rango elástico el material no presenta daño, ni deformaciones plásticas, la expresión para el cálculo de esfuerzos se reduce a,

$$\boldsymbol{\sigma} = \frac{3}{4\pi} \int_{\Omega} [\mathbf{K}^{mic} \mathbf{V} \otimes \mathbf{V} + 2\mathbf{G}^{mic} \mathbf{Dev}^T \cdot \mathbf{Dev}] d\Omega: \boldsymbol{\varepsilon} \quad (5.103)$$

Para lo cual se tienen las siguientes relaciones,

$$\frac{3}{4\pi} \int_{\Omega} \mathbf{V} \otimes \mathbf{V} d\Omega = \mathbf{I}^{vol} \quad (5.104)$$

$$\frac{3}{4\pi} \int_{\Omega} \mathbf{Dev}^T \cdot \mathbf{Dev} d\Omega = \mathbf{I}^{dev} \quad (5.105)$$

Donde los tensores proyección de cuarto orden, para el componente volumétrico y desviador, son,

$$\mathbf{I}^{vol} = \frac{1}{3} \mathbf{1} \otimes \mathbf{1} \quad (5.106)$$

$$\mathbf{I}^{dev} = \mathbf{I}^{sym} - \mathbf{I}^{vol} \quad (5.107)$$

Al remplazar en la expresión para el cálculo de esfuerzos, se obtiene,

$$\boldsymbol{\sigma} = [\mathbf{K}^{mic} \mathbf{I}^{vol} + 2\mathbf{G}^{mic} \mathbf{I}^{dev}]: \boldsymbol{\varepsilon} \quad (5.108)$$

La ley de Hook para el nivel macroscópico (escala del continuo), puede ser escrita como,

$$\boldsymbol{\sigma} = [3\mathbf{K} \mathbf{I}^{vol} + 2\mathbf{G} \mathbf{I}^{dev}]: \boldsymbol{\varepsilon} \quad (5.109)$$

Por lo que, al comparar se obtiene,

$$\mathbf{K}^{mic} = 3\mathbf{K} \quad (5.110)$$

$$\mathbf{G}^{mic} = \mathbf{G} \quad (5.111)$$

Que a su vez, pueden relacionarse con el módulo de elasticidad o de Young E , y la relación de Poisson ν , mediante expresiones ampliamente conocidas para la modelar elasticidad en mecánica del continuo.

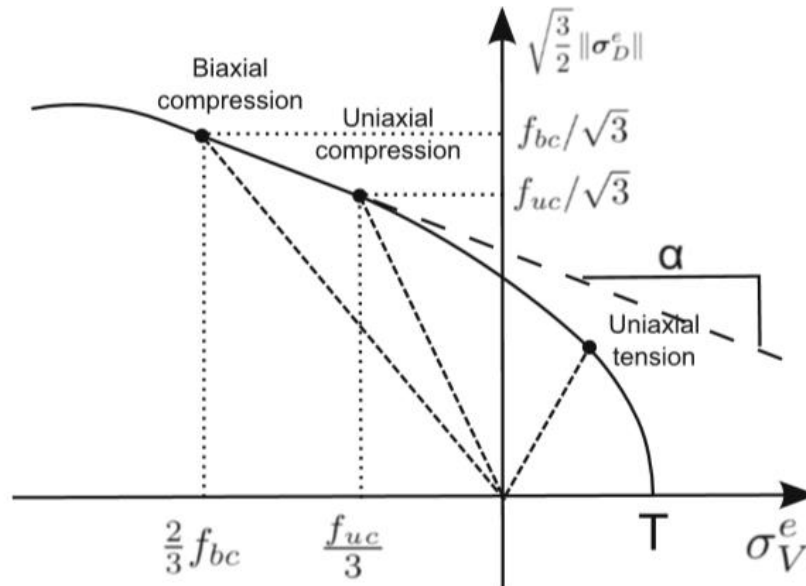
$$K = \frac{E}{3(1 - 2\nu)} \tag{5.112}$$

$$G = \frac{E}{2(1 + \nu)} \tag{5.113}$$

5.2.4.6 Plasticidad

La resistencia a la compresión uniaxial f_{uc} , la resistencia a la compresión biaxial f_{bc} , y la resistencia a la tensión uniaxial f_{ut} , no solo son propiedades mecánicas del material que pueden medirse con relativa facilidad en laboratorio, sino que además, se convierten en valores de entrada con los cuales se ubica y define la superficie de fluencia del modelo. Estos parámetros hacen parte de la superficie de fluencia, tal como puede observarse en la siguiente figura.

Figura 5-13: Ubicación del ensayo de compresión biaxial, el ensayo de compresión simple (uniaxial), y el ensayo de tracción uniaxial, en un corte de la superficie de fluencia.



Fuente: Tomado de Zreid, I. et al. [6].

En la figura anterior, los ejes coordenados sobre los cuales se define la superficie de fluencia, se encuentran directamente relacionados con los esfuerzos octaédricos volumétricos y de cortante, que, expresados en términos de los esfuerzos principales, son,

$$\tau_h = \frac{1}{3} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2} = \|\sigma_D\| \quad (5.114)$$

$$\sigma_h = \frac{(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)}{3} = \sigma_V \quad (5.115)$$

En el ensayo de compresión biaxial, $\sigma_1 = \sigma_2 = f_{bc}$ y $\sigma_3 = 0$, por lo que la ubicación de la resistencia a la compresión biaxial f_{bc} , sobre la superficie de fluencia, es,

$$\tau_h = \frac{1}{3} \sqrt{(f_{bc} - f_{bc})^2 + (f_{bc} - 0)^2 + (0 - f_{bc})^2} = \|\sigma_D\| \quad (5.116)$$

$$\tau_h = \frac{1}{3} \sqrt{(0)^2 + (f_{bc})^2 + (-f_{bc})^2} = \frac{\sqrt{2}}{3} f_{bc} = \|\sigma_D\| \quad (5.117)$$

$$\sqrt{\frac{3}{2}} \|\sigma_D\| = \sqrt{\frac{3}{2}} \frac{\sqrt{2}}{3} f_{bc} = \frac{1}{\sqrt{3}} f_{bc} \quad (5.118)$$

$$\sigma_h = \frac{(f_{bc} + f_{bc} + 0)}{3} = \sigma_V \quad (5.119)$$

$$\sigma_h = \frac{2}{3} f_{bc} = \sigma_V \quad (5.120)$$

Un proceso similar puede seguirse, para hallar las coordenadas de la resistencia a la compresión uniaxial f_{uc} (para el caso de la tensión uniaxial ya no es posible realizar este procedimiento, ver figura). Usualmente, el parámetro que puede obtenerse con mayor facilidad, tanto en ensayos de laboratorio como en referencias bibliográficas, es la Resistencia a la Compresión Uniaxial f_{uc} , por lo que de no contar con valores experimentales para la resistencia a la compresión biaxial f_{bc} , y la resistencia a la tensión uniaxial f_{ut} , es posible calcular estos parámetros, con la ayuda de las siguientes relaciones empíricas, Zreid, I. et al. [6],

$$f_{bc} = 1.15 f_{uc} \quad (5.121)$$

$$f_{ut} = 1.4 (f_{uc}/10)^{2/3} \quad (5.122)$$

Para identificar los parámetros del contorno de compresión, se necesitan ensayos Triaxial, Zreid, I. et al. [6]. Por ejemplo, el punto de intersección entre el contorno de compresión y el eje hidrostático $X_0 + \sigma_V^C$, se determina aplicando una carga hidrostática hasta alcanzar el inicio de la fluencia. Otro ejemplo, es la abscisa del punto de intersección entre el

contorno de compresión y la función lineal del criterio de fluencia de Drucker-Prager σ_V^C , el cual es más difícil de encontrar, ya que este punto demarca la transición entre la zona de expansión volumétrica plástica (que ocurre sobre la función lineal de Drucker-Prager), y la zona de compresión volumétrica plástica (que ocurre en el contorno de compresión); en este caso, si no se dispone de información, el valor de σ_V^C se puede determinar con la ayuda de la siguiente expresión empírica,

$$\sigma_V^C = -\frac{2}{3}f_{bc} \quad (5.123)$$

La relación entre el eje mayor y menor de la superficie de fluencia R , se puede calcular como, Zreid, I. et al. [6],

$$R = X_0/f_1(\sigma_V^C) \quad (5.124)$$

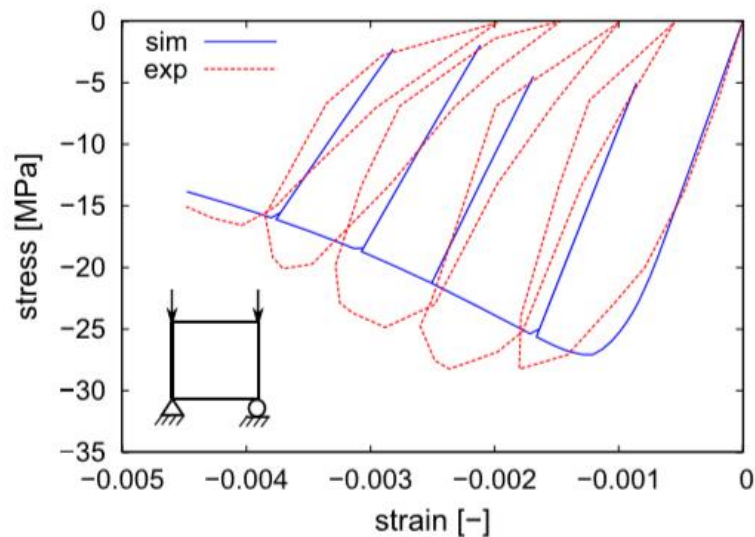
Donde X_0 es la cantidad de esfuerzo hidrostático adicional a σ_V^C , que se requiere aplicar sobre el eje hidrostático para generar compresión volumétrica plástica.

5.2.4.7 Daño y endurecimiento

Los parámetros de daño y endurecimiento que incluye el modelo, pueden hallarse con base en ensayos de carga cíclica aplicada a muestras de laboratorio. Estos parámetros están relacionados, ya que su interacción controla el ablandamiento y la pendiente de descarga [6].

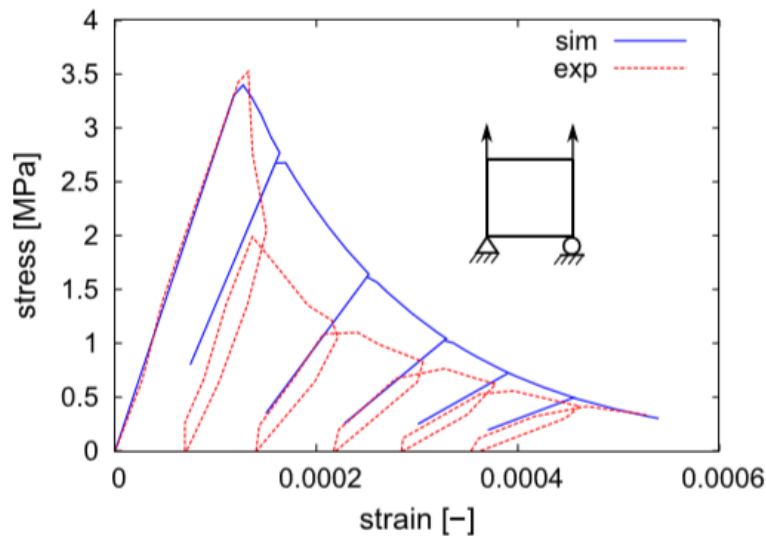
El proceso para encontrar los parámetros de daño y endurecimiento, consiste en tomar los resultados experimentales de un ensayo de compresión uniaxial cíclica, y buscar que los resultados de la simulación se ajusten, modificando para ello los parámetros D , β_C , y γ_{C0} . De igual manera, para ajustar los parámetros R_T , β_t , y γ_{t0} , se usan los resultados experimentales de un ensayo de tensión uniaxial cíclica, y se realiza un proceso de ajuste similar, como se ilustra en la Figura 5-14.

Figura 5-14: Identificación de parámetros de daño a partir de ensayos de compresión cíclica



Fuente: Tomado de Zreid, I. et al. [6].

Figura 5-15: Identificación de parámetros de daño a partir de ensayos de tensión cíclica



Fuente: Tomado de Zreid, I. et al. [6].

Teniendo en cuenta que las pruebas de tensión cíclica no son comunes, como punto de partida puede suponerse que $R_T = 1$ y $\beta_t = 1.5\beta_c$, Zreid, I. et al. [6]. Por su parte, el límite de daño a tensión γ_{t0} , usualmente se toma como cero, ya que en este caso, el ablandamiento comienza casi inmediatamente después de alcanzar el límite elástico. Los

parámetros encontrados en el proceso de calibración que se muestra en las figuras 5-14 y 5-15, son:

Tabla 5-5: Parámetros experimentales encontrados en pruebas de carga cíclica.

ENSAYO DE COMPRESIÓN CÍCLICA		ENSAYO DE TENSION CÍCLICA	
Parámetro	Valor	Parámetro	Valor
E	28000 MPa	E	28000 MPa
ν	0.2	ν	0.2
f_{cu}	28 MPa	f_{cu}	42 MPa
D	4×10^4	D	4×10^4
β_c	2500	β_t	7500
γ_{co}	5×10^{-5}	R_t	1

Fuente: Tomado de Zreid, I. et al. [6].

5.2.4.8 Parámetros no locales usados en la etapa de regularización Implícita del Gradiente

El parámetro promedio m , es un parámetro numérico que regulariza la solución; este parámetro debe ser mayor a 1 ($m > 1$), y según ANSYS Inc. [2], su valor típico es 2.5. Identificar el parámetro C , es un proceso complicado cuyos detalles se exponen en Bažant, Z. P. et al. [7]. De acuerdo con esta referencia, uno de los métodos usados para determinar C , consiste en comparar los resultados de pruebas de tracción homogéneas, con los resultados de pruebas de tracción no homogéneas.

Para realizar una prueba de tracción homogénea sobre el concreto, se imponen condiciones de frontera apropiadas a la muestra de tal manera que la fisuración es distribuida. Por su parte, para ejecutar una prueba de tracción no homogénea, se fija una muesca en la muestra de tal forma que se induce una fisuración localizada.

Mediante un proceso similar al expuesto para la etapa de calibración de los parámetros de Daño y Endureciendo, se realiza la calibración de los parámetros de daño del modelo a fin de reproducir los resultados de la curva Esfuerzo-Deformación para el ensayo de laboratorio homogéneo, recordando que para este caso, el daño se distribuye de manera uniforme en la muestra, sin que los resultados se vean afectados por el parámetro no local

C (en esta etapa, se puede asignar cualquier valor al parámetro C), Zreid, I. et al. [6]. Una vez han sido calibrados los parámetros de Daño y Endureciendo para reproducir la curva experimental esfuerzo-deformación del ensayo de laboratorio homogéneo, se usan estos mismos parámetros, para reproducir la curva experimental Fuerza-Desplazamiento de la muestra con muesca, para lo cual solo se varia el parámetro no local C ; este último procedimiento se realiza hasta lograr un buen ajuste entre la simulación y los datos de laboratorio, punto en el cual se habrá encontrado el valor final para el parámetro C .

La razón por la cual los parámetros de daño para el caso del ensayo de tracción homogénea, se calibran con base en la curva experimental Esfuerzo-Deformación, y el parámetro C termina calibrándose con la curva experimental Fuerza-Desplazamiento obtenida en ensayos de tracción no homogéneos, es que en este último caso, el estado de la muestra no es homogéneo, Bažant, Z. P. et al. [7], pues la presencia de la muesca con la cual se induce la fisuración localizada, genera pandeo durante el proceso de carga, y esto ocasiona que la fisuración se extienda de un costado de la muestra al otro de manera no simultánea. Por otra parte, el parámetro C , tiene una relación directa con la Longitud Característica del Continuo No Local L ,

$$C = L^2 \tag{5.125}$$

De acuerdo con Bažant, Z. P. et al. [7], la Longitud Característica L , representa una propiedad material que gobierna el ancho mínimo de una zona de daño con ablandamiento por deformación en formulaciones no locales del continuo, similar concepto presenta Zreid, I. et al. [5] para el parámetro C , quien manifiesta que para mayores valores de este parámetro (C), se obtienen franjas plásticas con un mayor espesor, pero que sin embargo, no existe relación explícita entre este parámetro y las propiedades locales del material, por lo que se ha observado que para el mismo ensayo, se puede lograr el ajuste con diferentes valores para el parámetro C , también este autor señala que el parámetro C puede ser visto como como un parámetro numérico, para distribuir el daño sobre una zona finita.

El proceso para el cálculo del parámetro L , se basa en la ejecución de pruebas de tracción como las usadas para la calibración del parámetro C . La Longitud Característica L , es la relación entre la energía de fractura (por ejemplo, la energía disipada por unidad de área,

N/m), y la energía disipada por unidad de volumen (con unidades N/m²). En las pruebas realizadas por Bažant, Z. P. et al. [7], se encontró que la Longitud Característica L es aproximadamente 2.7 veces el tamaño del agregado más grande presente en la muestra.

Es importante entender que el valor del parámetro L , depende de la formulación del modelo, y que por tanto no es una constante del material que pueda ser tomada de cualquier referencia bibliográfica, donde se use una formulación diferente, de igual manera, la relación entre L y el ancho de la zona de localización de la deformación, no puede ser predicho sin realizar simulaciones, Zreid, I. et al. [6],. De acuerdo con ANSYS Inc. [2] y Zreid, I. et al. [6], otras aproximaciones para determinar el parámetro (C, L) , usan estimaciones con base en el tamaño del agregado y calibración inversa de la curva fuerza deflexión (Le Bellégo, C. et al), así como calibraciones basadas en ensayos de energía de fractura y medidas de la rugosidad de la superficie de fractura (Xenos, D. et al.).

5.3 Modelo de William – Warnke y modelo de Microplanos en ANSYS APDL

Para la simulación de los ensayos de compresión simple sobre cilindros de mortero, agregado y concreto, se hace uso de la implementación del modelo de William - Warnke y el modelo de Microplanos en la versión 19.2 de ANSYS APDL. Una breve descripción del empleo de esta herramienta computacional para cada modelo usado, se presenta en el Anexo C.

Bibliografía

1. K. J. William and E. D. Warnke. Constitutive Model for the Triaxial Behavior of Concrete. Proceedings, International Association for Bridge and Structural Engineering. Vol. 19. ISMES. Bergamo, Italy. p. 174. 1975.
2. Ansys® Help System, Mechanical APDL, Release 19.2, Material Reference, Nonlinear Material Properties, Microplane, ANSYS, Inc.
3. Zdenek P Bazant, Ferhun C Caner, Ignacio Carol, Mark D Adley, and Stephen A Akers. Microplane Model M4 for Concrete, I: Formulation with Work-Conjugate Deviatoric Stress. *Journal of Engineering Mechanics*. (2000):944-953.
4. Zreid, I., M. Kaliske. "Regularization of Microplane Damage Models Using an Implicit Gradient Enhancement." *International Journal of Solids and Structures*. 51.19 (2014): 3480-3489.
5. Zreid, I., M. Kaliske. "An Implicit Gradient Formulation for Microplane Drucker-Prager Plasticity." *International Journal of Plasticity*. 83 (2016): 252-272.
6. Zreid, I., Kaliske, M. A gradient enhanced plasticity–damage microplane model for concrete. *Comput Mech* 62, 1239–1257 (2018). <https://doi.org/10.1007/s00466-018-1561-1>.
7. Bažant, Z. P., G. Pijaudier-Cabot. "Measurement of Characteristic Length of Nonlocal Continuum." *Journal of Engineering Mechanics*. 115.4 (1989): 755-767.
8. Bazant, Z. P., P.G. Gambarova. "Crack Shear in Concrete: Crack Band Microplane Model." *Journal of Structural Engineering*. 110 (1984): 2015-2036.
9. Pere Prat. "Ecuaciones Constitutivas – Elasticidad y Plasticidad". Universidad Politécnica de Cataluña. (2006):31-59.
10. Bazant, Z. P., B. H. Oh. "Microplane Model for Progressive Fracture of Concrete and Rock." *Journal for Engineering Mechanics*. 111 (1985): 559-582.
11. Jiang, H., J. Zhao. "Calibration of the Continuous Surface Cap Model for Concrete." *Finite Elements in Analysis and Design*. 97 (2015): 1-19.
12. Le Bellégo, C., J. F. Dubé, G. Pijaudier-Cabot, B. Gérard. "Calibration of Nonlocal Damage Model from Size Effect Tests." *European Journal of Mechanics-A/Solids*. 22.1 (2003): 33-46.
13. Xenos, D., D. Grégoire, S. Morel, P. Grassl. "Calibration of Nonlocal Models for Tensile Fracture in Quasi-brittle Heterogeneous Materials." *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*. 82 (2015).

6. Calibración de parámetros

En esta sección de la tesis se simula el proceso de fractura en escala mesoscópica de cilindros de agregado, cilindros de mortero y cilindros de concreto simple, para lo cual se hace uso del modelo de William – Warnke y el modelo de Microplanos.

Como fue expuesto en el Capítulo 5, el modelo de William – Warnke, permite determinar si un punto material presenta fractura, al comparar su estado de esfuerzos con los criterios de falla incluidos en el modelo. En este modelo las trayectorias de esfuerzos siempre se encuentran en el rango elástico, las curvas esfuerzo-deformación son líneas rectas, y a partir del mismo, es posible simular la respuesta antes del comportamiento pos-pico del material.

Con el modelo de microplanos, no es posible simular la fractura del material de manera directa, pero en su lugar, el modelo permite simular la concentración de deformaciones y el comportamiento pos-pico, que, en el caso del mortero, el agregado, y el concreto simple a escala mesoscópica, se caracteriza por presentar ablandamiento por deformación en pruebas de compresión inconfiada.

Tanto el modelo William – Warnke, como el modelo de Microplanos, incluyen parámetros mecánicos y numéricos que deben conocerse para poder simular un determinado proceso de carga sobre algún tipo de material. Varios de estos parámetros son poco comunes, por lo que es necesario realizar un proceso de calibración que permita obtener su valor. Esto se lleva a cabo mediante la ejecución de simulaciones sistemáticas y sucesivas, lo cual se realiza hasta lograr obtener curvas esfuerzo-deformación, y patrones de fractura y/o falla coherentes.

En los dos modelos constitutivos usados, William – Warnke y Microplanos, los parámetros se calibran por separado para el mortero y el agregado, y posteriormente se usan para

simular ensayos de compresión inconfiada sobre concreto simple a escala mesoscópica. Teniendo en cuenta que el modelo de William – Warnke y el modelo de Microplanos, comparten algunos parámetros, los parámetros calibrados con el primer modelo se usan para el segundo, como, por ejemplo, la resistencia a la compresión biaxial, el módulo de Young, la relación de Poisson, etc.

Para la simulación del ensayo de compresión inconfiada en la escala macroscópica y en la mesoscópica, se imponen las mismas condiciones de frontera descritas en el Capítulo 4, para la simulación del comportamiento elástico del concreto simple a escala mesoscópica.

6.1 Simulación mediante el modelo de William – Warnke

La superficie de falla propuesta por William et al. [1], está controlada por los cinco (5) parámetros que se indican en la Tabla 6-1.

Tabla 6-1: Parámetros que definen la superficie de falla, según William et al. [1].

Parámetro	Descripción
f_t	Resistencia a la tensión uniaxial
f_{uc}	Resistencia a la compresión inconfiada
f_{bc}	Resistencia a la compresión biaxial
f_1	Resistencia a la compresión biaxial para muestras que a su vez son sometidas a un esfuerzo hidrostático σ_h^a
f_2	Resistencia a la compresión uniaxial para muestras que a su vez son sometidas a un esfuerzo hidrostático σ_h^a

Fuente: William et al. [1].

Teniendo en cuenta que los parámetros f_{bc} , f_1 , f_2 son valores poco comunes, y que la disponibilidad de esta información en referencias bibliográficas es muy limitada, William et al. [1], proponen las siguientes relaciones para estimar su valor, cuando el confinamiento es bajo, como se indica en la sección 5.1.1.

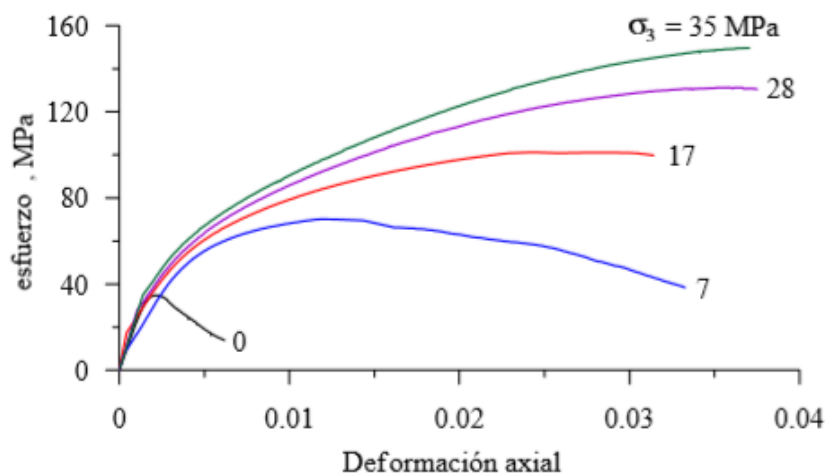
$$f_{bc} = 1.2f_{uc} \quad (6.1)$$

$$f_1 = 1.45f_{uc} \quad (6.2)$$

$$f_2 = 1.725f_{uc} \quad (6.3)$$

El confinamiento que se aplica a una muestra durante un proceso de carga, altera significativamente su respuesta esfuerzo-deformación. Esto puede observarse en los resultados experimentales publicados por C. Aire [4], (Figura 6.1), donde al incrementar el esfuerzo de confinamiento, la respuesta esfuerzo-deformación de las muestras pasa de exhibir ablandamiento por deformación (ensayo de compresión simple), a presentar endurecimiento por deformación cuando el confinamiento supera cierto límite. Recordar estas tendencias de comportamiento se hace importante, ya que el modelo de William et al. [1], considera que, para el caso de muestras sometidas a esfuerzos de confinamiento bajos, los cinco (5) parámetros necesarios para definir la superficie de falla que se listan en la Tabla 6-1, pueden reducirse a dos (2) parámetros, que son la resistencia a la compresión inconfiada f_c , y la resistencia a la tracción f_t .

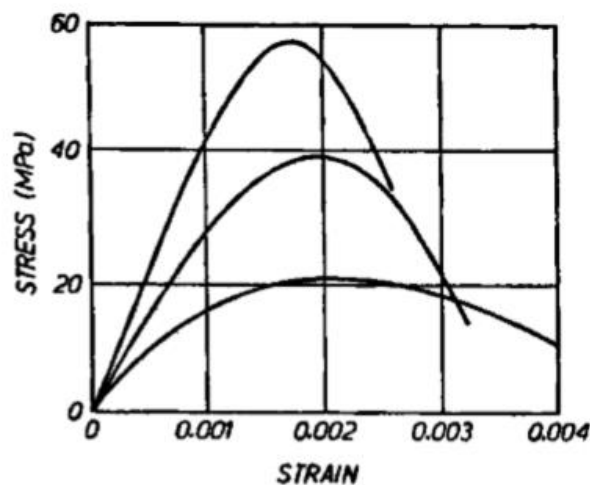
Figura 6-1: Curvas esfuerzo axial vs deformación axial del concreto simple en compresión bajo diferentes presiones de confinamiento. La resistencia a la compresión en condición inconfiada es $f_c = 35 \text{ MPa}$.



Fuente: Imagen tomada de C. Aire [4].

Por otra parte, es posible hacer uso de las deformaciones calculadas para verificar la coherencia de los resultados obtenidos en las simulaciones. Autores como Paulay [7], reportan curvas típicas esfuerzo-deformación para muestras de concreto simple con diferentes resistencias, las cuales han sido sometidas a ensayos de compresión inconfiada, (Figura 6.2). Como puede observarse, la fisuración o el aplastamiento de la muestra, se espera para deformaciones cercanas a 0.002, razón por la cual este parámetro también puede ser usado como elemento de verificación.

Figura 6-2: Curvas esfuerzo-deformación del concreto simple, para muestras con diferentes resistencias.



Fuente: Imagen tomada de M. A. Musmar et al. [7].

Con las consideraciones realizadas, el siguiente paso consiste en definir los parámetros necesarios para la completa definición del modelo propuesto por William et al. [1].

6.1.1 Parámetros de referencia para el modelo de William & Warnke

Mediante veinte (20) ensayos de flexión biaxial sobre placas circulares de concreto simple ASTM C 1550, y múltiples simulaciones numéricas en ANSYS APDL, M. Gerez [5], logra reproducir los patrones de fractura obtenidos en laboratorio, con lo cual calibra los parámetros mecánicos y numéricos del modelo de William et al. [1].

El ensayo de flexión biaxial en placas circulares ASTM C 1550, es usado para estudiar la generación de fisuras en placas de concreto que son cargadas en su centro, mientras se

apoyan en tres puntos equidistantes ubicados en su periferia. De acuerdo con M. Gerez [5], el concreto simple usado para la construcción de las placas simuladas, tiene un módulo de elasticidad de 33000 MPa, y un coeficiente de Poisson de 0.2. Este autor no reporta parámetros de interés como el porcentaje de agregado presente en la muestra, ni sus características geométricas. Los parámetros usados en la citada investigación, son presentados en la Tabla 6-2.

Tabla 6-2: Parámetros del modelo de William et al, usados por M. Gerez et al. [5], en la simulación de ensayos de flexión biaxial sobre placas circulares ASTM C 1550 .

Parámetro	Descripción	Valor
β_{tt}	Coeficiente de transferencia de cortante en una fisura abierta	0.45
β_{cc}	Coeficiente de transferencia de cortante en una fisura cerrada	0.88
f_t	Resistencia a la tensión uniaxial	7.5 MPa
f_{uc}	Resistencia a la compresión inconfiada	45 MPa
f_{bc}	Resistencia a la compresión biaxial	51.75 MPa
σ_h^a	Esfuerzo hidrostático de confinamiento	65 MPa
f_1	Resistencia a la compresión biaxial para muestras que a su vez son sometidas a un esfuerzo hidrostático σ_h^a	240 MPa
f_2	Resistencia a la compresión uniaxial para muestras que a su vez son sometidas a un esfuerzo hidrostático σ_h^a	240 MPa
T_c	Factor de Reducción de rigidez por fisuración	0.68

Fuente: M. Gerez et al. [5].

Al revisar la Tabla 6-2, notamos que junto a los parámetros requeridos para definir la superficie de fractura (Tabla 6-1), se incluyen los parámetros β_{tt} , β_{cc} , T_c , los cuales son necesarios para definir la transferencia de carga y reducción de rigidez en las fisuras que se van presentando a medida que progresa la aplicación de carga.

Otros autores como M. A. Musmar [6], publican algunos resultados de la simulación de ensayos de la fractura en vigas sometidas a flexión, usando para esto el modelo de William et al. [1], y su implementación en ANSYS APDL. En estas simulaciones, el concreto tiene un módulo de elasticidad de 25743 MPa, y un coeficiente de Poisson de 0.3. Por otra parte,

este autor tampoco reporta el porcentaje de agregado presente en la muestra, ni sus características geométricas. Los valores usados por M. A. Musmar [6], se presentan a continuación en la Tabla 6-3, donde no se incluyen valores para f_{bc} , f_1 , f_2 , pues el autor usa la simplificación propuesta por William et al. [1], para el caso de bajos esfuerzos de confinamiento.

Tabla 6-3: Parámetros del modelo de William, usados por M. A. Musmar [6], en la simulación de ensayos de flexión en vigas.

Parámetro	Descripción	Valor
β_{tt}	Coeficiente de transferencia de cortante en una fisura abierta	0.3
β_{cc}	Coeficiente de transferencia de cortante en una fisura cerrada	0.9
f_t	Resistencia a la tensión uniaxial	3.78 Mpa
f_{uc}	Resistencia a la compresión inconfiada	50 Mpa

Fuente: M. A. Musmar [6].

El parámetro β_{tt} fija el porcentaje de transferencia de carga para las fisuras abiertas, y el parámetro β_{cc} fija el porcentaje de transferencia de carga para las fisuras cerradas. En los trabajos publicados por M. Gerez [5], y M. A. Musmar [6], puede observarse que los parámetros β_{tt} y β_{cc} , tienen un valor promedio de 0.375 y 0.89 respectivamente. Esto demuestra que su valor es poco sensible al tipo de prueba ejecutada.

Con la revisión bibliográfica realizada, se busca encontrar el valor típico para los parámetros β_{tt} , β_{cc} , T_c , los cuales en primer lugar pueden suponerse válidos para el concreto. Sin embargo, debido a la poca información disponible, estos mismos valores son usados como primera aproximación en la simulación de los ensayos de compresión inconfiada sobre el mortero y los agregados.

Para el caso de las rocas, los parámetros mecánicos son tomados del Capítulo 2 del presente documento, a excepción de la resistencia a la compresión biaxial f_{bc} , la cual se obtiene mediante un proceso iterativo de prueba y error, que concluye cuando la forma de la fractura obtenida se asemeja a la esperada para un material homogéneo e isotrópico. Para el caso del mortero, se aplica un procedimiento similar, suponiendo en este caso, que

el mortero tiene las mismas propiedades reportadas por C. Aire [4], para muestras con resistencia a la compresión inconfiada de 35 MPa.

6.1.2 Calibración de los parámetros con el modelo de William & Warnke

Esta sección se enfoca en obtener el valor de los parámetros mecánicos necesarios para que el modelo de William et al. [1], genere resultados coherentes para un material homogéneo e isotrópico. Es decir, se calibra el modelo para muestras cilíndricas conformadas solo por agregado, o por mortero. Sin embargo, también se incluyen algunos resultados para concretos compuestos por mortero y agregado.

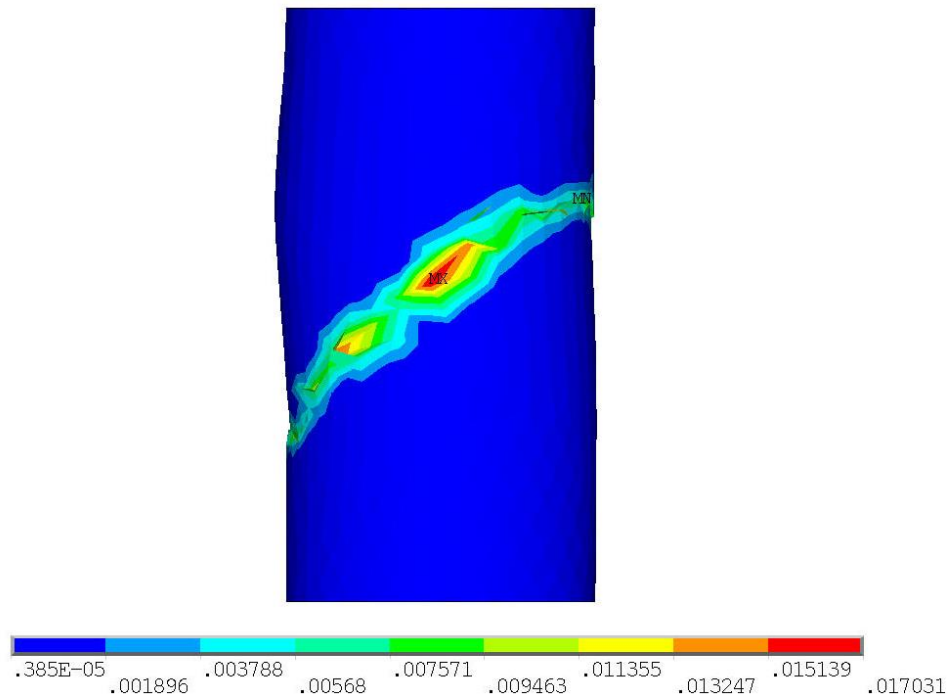
La calibración de los parámetros se realiza sobre una única granulometría base con su correspondiente geometría a nivel mesoscópico (granulometría 3 en este caso, ver Capítulo 4). En ANSYS ADPL, se simulan ensayos de compresión inconfiada, para cilindros de roca homogénea e isotrópica y cilindros de mortero homogéneo e isotrópico. Con el propósito de mejorar la resolución de las imágenes obtenidas durante la simulación del proceso de fractura, el número de elementos finitos se incrementa, respecto al número de elementos finitos usados en la simulación del comportamiento elástico presentado en el Capítulo 4. Para el caso de la granulometría número 3, se pasa de 217625 elementos finitos utilizados en el análisis elástico, a 580780 elementos finitos en la etapa de simulación de la fractura (tamaño de malla 4 - ANSYS).

En primer lugar, se prueban los parámetros obtenidos por M. Gerez [5], para el caso de ensayos de flexión biaxial en placas circulares ASTM C 1550, pero esta vez aplicados a una muestra de concreto cilíndrica. Es necesario aclarar que a pesar de usar como base la geometría mesoscópica de la granulometría 3, la muestra se modela de forma macroscópica considerando que el material es homogéneo e isotrópico. Los resultados de esta simulación, se presentan en la Figura 6.3, y 6.4, para lo cual se usa el modelo no simplificado de 5 parámetros, y la información contenida en la Tabla 6-2.

La Figura 6.3 muestra la deformación equivalente de Von Mises en la vista lateral de un cilindro de concreto sometido a compresión inconfiada. La banda de concentración de deformación representa la trayectoria de fisura en la probeta, y está orientada

aproximadamente 45° con respecto a la horizontal. Dicha banda se define para valores de deformación unitaria superiores a $\varepsilon_{uc} = 0.002$, que es la deformación correspondiente con el esfuerzo máximo de compresión f_{uc} .

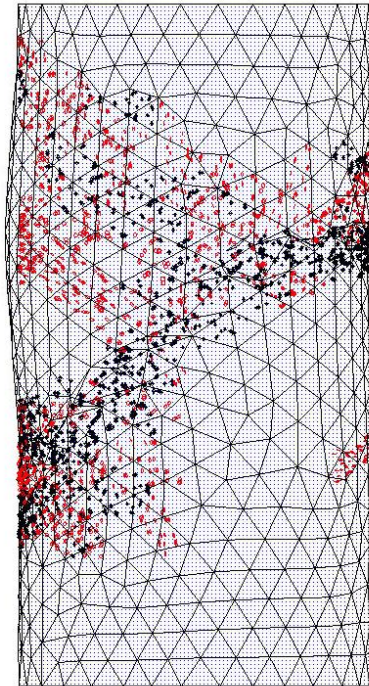
Figura 6-3: Representación gráfica de la deformación equivalente de Von Mises en un cilindro de concreto simple sometido a compresión axial, considerando material homogéneo. Resultados obtenidos en ANSYS APDL.



Fuente: El Autor

Teniendo en cuenta lo anterior, puede suponerse que los parámetros mecánicos usados por M. Gerez et al. [5], también son adecuados para simular el proceso de fractura en ensayos de compresión inconfiada, pues los niveles de deformación a partir de los cuales se define la banda de concentración de deformación son los esperados, y la inclinación de esta banda es cercana a los 45 grados, que también es el resultado esperado para el material y tipo de ensayo simulado (material homogéneo e isotrópico a escala macroscópica y ensayo de compresión inconfiada). Para mayor claridad se recomienda verificar referencias como R. H. G. Parry [8].

Figura 6-4: Ubicación de puntos, donde se ha presentado fisuración y/o aplastamientos. Resultados obtenidos en ANSYS APDL



Fuente: El Autor.

La figura 6.4 representa la fisuración y/o colapso en el interior de los elementos finitos, obtenida de la simulación realizada en ANSYS. En los resultados se observan círculos rojos, círculos con una cruz en su interior, y octaedros, los cuales se interpretan como sigue:

- a. Una fisura activa se representa mediante un círculo que se dibuja contenido en el plano de la fisura.
- b. El colapso o falla por aplastamiento es la pérdida total de la resistencia de un punto, y se representa con un octaedro de color negro.
- c. Una fisura que se ha abierto y luego se ha cerrado, se representa con un círculo y una cruz en su interior.
- d. Cada punto puede fisurar en tres direcciones.
- e. La primera fisura se muestra con un círculo rojo.
- f. La segunda fisura se muestra con un círculo verde.
- g. La tercera fisura se muestra con un círculo azul.

Como puede apreciarse en la Figura 6.4, los puntos donde se ha presentado aplastamiento conforman una banda con una inclinación aproximada de 45° con la horizontal. Al comparar con las deformaciones mostradas en la Figura 6.3, se observa que estos puntos se concentran en una banda definida por valores de deformación mayores a $\varepsilon_{uc} = 0.002$.

Lo anterior indica que el modelo de 5 parámetros reproduce de manera adecuada el proceso de fractura de una muestra de concreto sometida a compresión inconfiada considerado material homogéneo. Sin embargo, este ensayo se realiza con un esfuerzo de confinamiento nulo, razón por la cual se espera que la simplificación para bajos esfuerzos de confinamiento propuesta por William et al. [1], sea válida.

Con el propósito de verificar la validez del modelo simplificado, se realiza nuevamente la simulación, pero esta vez usando solo la resistencia a la compresión inconfiada, la resistencia a la tracción, los coeficientes para la transmisión de cortante en fisuras y el factor de reducción de rigidez por fisuración, propuestos por M. Gerez et al. [5] y mostrados en la Tabla 6-4.

Tabla 6-4: Propiedades mecánicas para la simulación de la fractura del concreto según el modelo simplificado de William et al. [1]. Parámetros tomados de M. Gerez et al. [5].

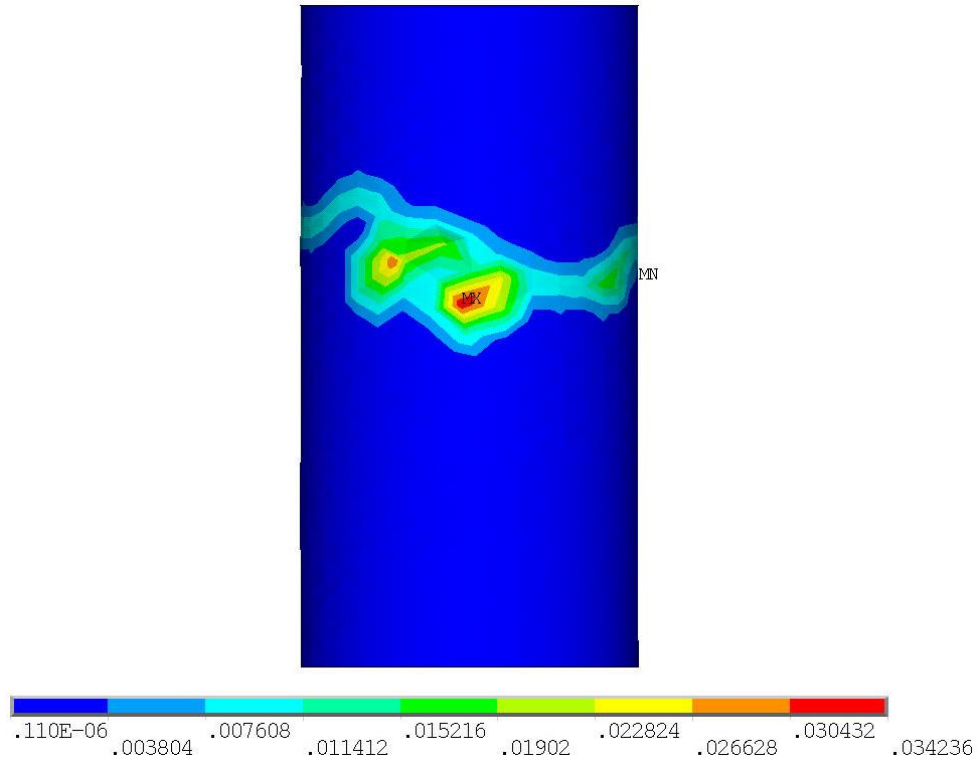
Parámetro	Descripción	Valor
β_{tt}	Coeficiente de transferencia de cortante para una fisura abierta	0.45
β_{cc}	Coeficiente de transferencia de cortante para una fisura cerrada	0.88
f_t	Resistencia a la tensión uniaxial	7.5 MPa
f_{uc}	Resistencia a la compresión inconfiada	45 MPa
T_c	Factor de Reducción de rigidez por fisuración	0.68

Fuente: Parámetros tomados de M. Gerez et al. [5].

Los resultados de esta nueva simulación, se presentan en las Figuras 6.5 y 6.6, donde puede observarse que el plano de falla ya no tiene una inclinación de 45 grados con la horizontal, y que los puntos donde se presenta la fisuración y/o el aplastamiento, ahora registran círculos rojos, círculos verdes, círculos azules, círculos rojos con una cruz, y octaedros. Lo anterior representa fisuración en tres direcciones ortogonales entre sí, y

colapso del punto por aplastamiento, es decir una condición de inestabilidad material en una banda horizontal.

Figura 6-5: Representación gráfica de la deformación equivalente de Von Mises. Resultados obtenidos en ANSYS APDL.

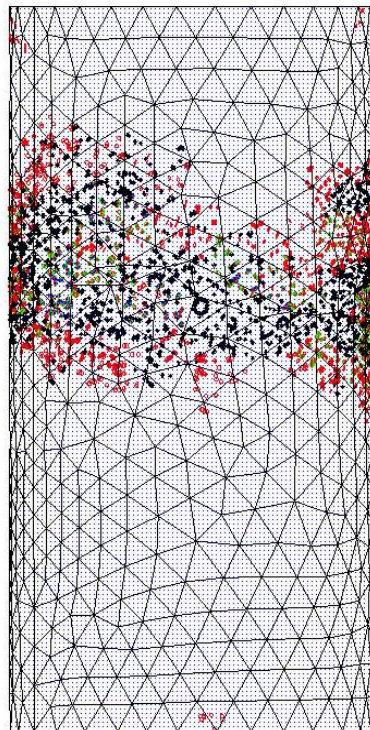


Fuente: El Autor.

De esta manera, puede comprobarse que, aunque a nivel global o escala macroscópica el ensayo de compresión inconfiada se realiza bajo un esfuerzo de confinamiento muy bajo, a nivel del punto material, el estado de esfuerzos puede incluir esfuerzos isotrópicos muy altos, y por tanto, la simplificación a dos (2) parámetros, propuesta por William et al. [1], para representar la superficie de falla en el caso de esfuerzos de confinamiento bajos, no es aplicable para la simulación de los ensayos de compresión inconfiada de las muestras numéricas de concreto aquí estudiadas, ya que el estado de esfuerzos que se usa para verificar la posible fisuración en un punto material, por ejemplo ubicado en el centro geométrico de la muestra de concreto, no es el tensor de esfuerzos a escala macroscópica que representa el estado de carga externo aplicado al cilindro de concreto.

Por otra parte, se debe recordar que el confinamiento hidrostático al que hace referencia William et al. [1], solo genera deformaciones volumétricas e incremento en el esfuerzo isotrópico de la muestra; es decir es solo un incremento en el esfuerzo isotrópico actuante. Mayor claridad, puede lograrse si la superficie de falla se representa en sistemas coordenados cuyos ejes, son: un esfuerzo isotrópico equivalente, un esfuerzo desviador equivalente, y una deformación (ejemplo, la deformación cortante equivalente, o la deformación volumétrica equivalente).

Figura 6-6: Ubicación de puntos, donde se ha presentado fisuración y/o aplastamientos. Resultados obtenidos en ANSYS APDL.



Fuente: El Autor.

Con los resultados obtenidos, es posible apreciar que el modelo de William & Warnke ofrece patrones de fractura coherentes con el tipo de prueba y material simulado (concreto simple, homogéneo e isotrópico), cuando se usa la totalidad de los parámetros indicados en la Tabla 6-2. También puede verse que para la simulación del ensayo de compresión inconfiada, no debe usarse la simplificación propuesta para esfuerzos bajos de confinamiento. Por otra parte, se verifica que los parámetros β_{tt} , β_{cc} , T_c , son poco sensibles al tipo de prueba ejecutada.

6.1.2.1 Calibración del mortero con el modelo Williams & Warnke

Para la calibración del mortero, se parte de los parámetros experimentales reportados por C. Aire [4], específicamente, los valores para f_{uc} , σ_h^a , f_2 , E . Los coeficientes de transferencia de cortante y reducción de rigidez por fisuración, se toman de M. Gerez et al. [5]. En cuanto a la resistencia a la tensión uniaxial, y la resistencia a la compresión biaxial para muestras sometidas a un esfuerzo hidrostático σ_h^a , se usan las tendencias de comportamiento y relaciones de magnitud observadas en las simulaciones reportadas por M. Gerez et al. [5]. Es así que la resistencia a la tensión uniaxial, se toma como el 16% de la resistencia a la compresión inconfiada, y el valor del parámetro f_1 se considera igual a f_2 . Por otra parte, la resistencia a la compresión biaxial se toma como 1.15 veces la resistencia a la compresión inconfiada. En cuanto al valor de la relación de Poisson, se toma un valor de 0.2. Con estos valores de inicio, (Tabla 6-5), se da pasó a la etapa de calibración de parámetros, cuyos resultados se presentan en la Tabla 6-6.

Tabla 6-5: Parámetros iniciales para representar el comportamiento del mortero.

Parámetro	Descripción	Valor
E	Módulo de Young	22.8 GPa
ν	Relación de Poisson	0.2
β_{tt}	Coeficiente de transferencia de cortante para una fisura abierta	0.45
β_{cc}	Coeficiente de transferencia de cortante para una fisura cerrada	0.88
f_t	Resistencia a la tensión uniaxial	5.6 MPa
f_{uc}	Resistencia a la compresión inconfiada	35 MPa
f_{bc}	Resistencia a la compresión biaxial	40.25 MPa
σ_h^a	Esfuerzo hidrostático de confinamiento	35 MPa
f_1	Resistencia a la compresión biaxial para muestras que a su vez son sometidas a un esfuerzo hidrostático σ_h^a	151 MPa
f_2	Resistencia a la compresión uniaxial para muestras que a su vez son sometidas a un esfuerzo hidrostático σ_h^a	151 MPa
T_c	Factor de reducción de rigidez por fisuración	0.68

Fuente: El Autor a partir de la consulta de las publicaciones de C. Aire [4], y M. Gerez et al. [5].

Como se ha mencionado, el proceso de calibración consiste en realizar simulaciones sucesivas del ensayo de compresión confinada, hasta lograr que el plano de fractura sea claro y tenga una inclinación de 45 grados con la horizontal. En este proceso, fue necesario incrementar el valor del Módulo de Young hasta los 25 GPa, lo cual concuerda con el valor usado por A. Caballero, y Sun-Myung Kim, en la simulación de ensayos de compresión confinada sobre muestras de mortero donde f_c es 35 MPa. Otros parámetros que debieron modificarse, son la resistencia a la tracción uniaxial y la resistencia a la compresión biaxial.

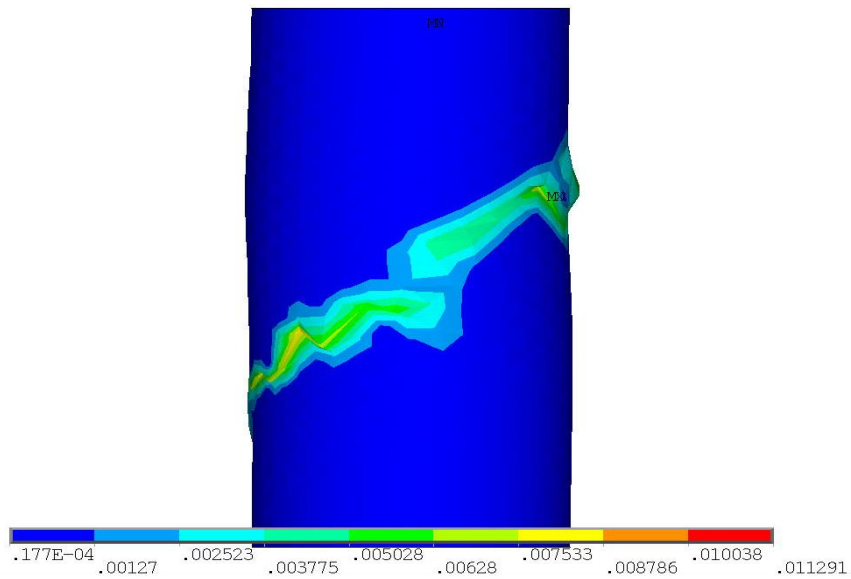
Tabla 6-6: Parámetros calibrados para representar el comportamiento del mortero.

Parámetro	Descripción	Valor
E	Módulo de Young	25 GPa
ν	Relación de Poisson	0.2
β_{tt}	Coeficiente de transferencia de cortante para una fisura abierta	0.45
β_{cc}	Coeficiente de transferencia de cortante para una fisura cerrada	0.88
f_t	Resistencia a la tensión uniaxial	5.81 MPa
f_{uc}	Resistencia a la compresión confinada	35 MPa
f_{bc}	Resistencia a la compresión biaxial	45 MPa
σ_h^a	Esfuerzo hidrostático de confinamiento	35 MPa
f_1	Resistencia a la compresión biaxial para muestras que a su vez son sometidas a un esfuerzo hidrostático σ_h^a	151 MPa
f_2	Resistencia a la compresión uniaxial para muestras que a su vez son sometidas a un esfuerzo hidrostático σ_h^a	151 MPa
T_c	Factor de reducción de rigidez por fisuración	0.68

Fuente: El Autor.

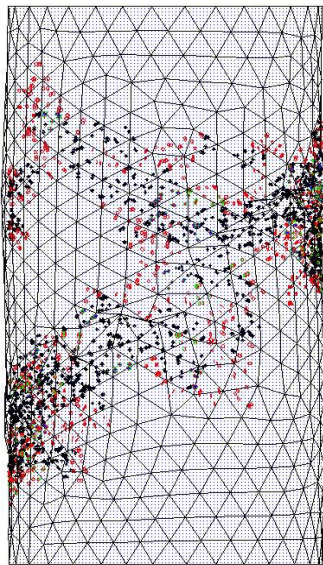
Los resultados para la simulación de la fractura de una muestra homogénea e isotrópica de mortero, se muestran de manera gráfica en la Figura 6.7, y 6.8, donde nuevamente se observa que el plano de falla tiene una inclinación de aproximadamente 45 con la horizontal. Así mismo, se puede apreciar que en el plano de falla las deformaciones son superiores a $\varepsilon_{uc} = 0.002$.

Figura 6-7: Representación gráfica de la deformación equivalente de Von Mises. Resultados obtenidos en ANSYS APDL.



Fuente: El Autor.

Figura 6-8: Ubicación de puntos, donde se ha presentado fisuración y/o aplastamientos. Resultados obtenidos en ANSYS APDL.



Fuente: El Autor.

En cuanto a la Figura 6.8, en la misma puede apreciarse otro plano de fractura en desarrollo, el cual no es visible en el exterior de la muestra. Este segundo plano, puede

apreciarse al hacer traslucidos los elementos finitos. Al igual que en las simulaciones antes presentadas, sobre los planos de fractura predominan los octaedros que representan el colapso del punto material (puntos negros), así como los pequeños círculos rojos que indican la presencia de la primera fisura en el respectivo punto material.

6.1.2.2 Calibración de los agregados con el modelo de William & Warnke

El proceso de calibración de las propiedades mecánicas para los agregados, se realiza con base en la información presentada en el Capítulo 2, y la simulación de múltiples pruebas de compresión inconfiada, en las cuales se ajusta el valor que debe tomar la resistencia a la compresión biaxial de las muestras, de tal forma que se obtenga como resultado un plano de fractura con una inclinación de aproximadamente 45 grados con respecto a la horizontal. Por otra parte, la investigación se limita al estudio de los agregados de mala calidad, que comúnmente se emplean en la construcción de diferentes tipos de infraestructura en varias ciudades del mundo, como ejemplo, en Bogotá Colombia.

En las simulaciones de ensayos de compresión inconfiada sobre cilindros de agregado homogéneo e isotrópico, se usan los mismos valores para los parámetros β_{tt} , β_{cc} , T_c , que fueron utilizados en la simulación del mortero. Los resultados se consignan en la Tabla 6-7, y de manera gráfica en las Figuras 6-9 y 6-10.

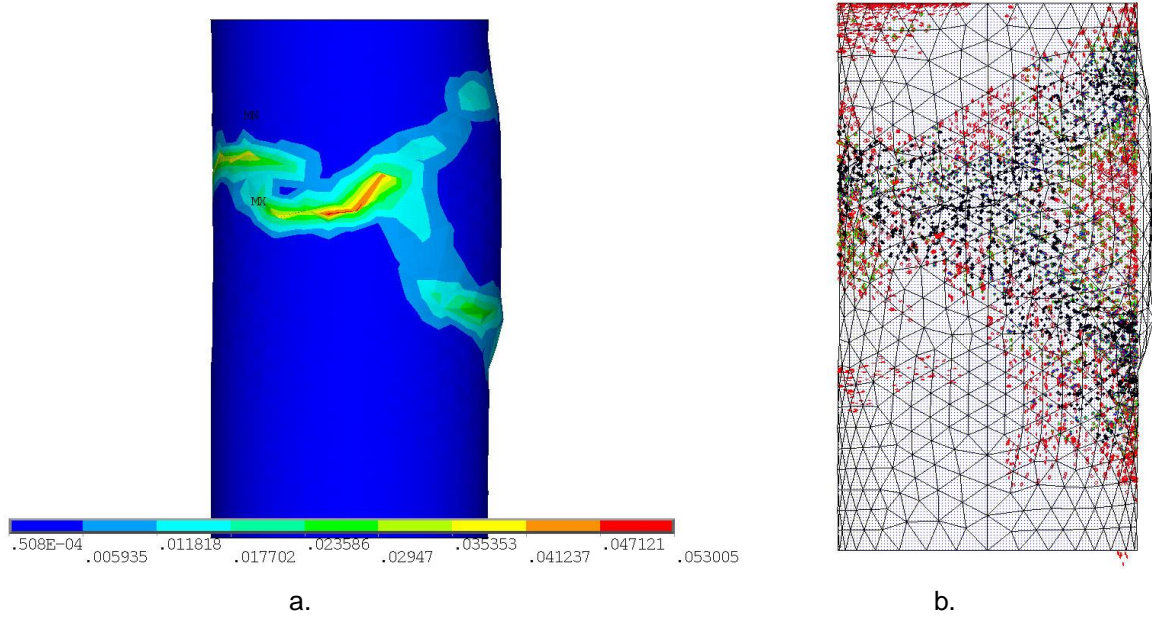
Tabla 6-7: Propiedades mecánicas calibradas a partir del modelo de William et al. [1]. Valores mínimos reportados por L. Obert et al. (Capítulo 2 - Referencia 2.5).

Módulo de Young (Gpa)	Mortero* (MPa)						Agregado** (MPa)					
	f_t	f_{uc}	f_{bc}	σ_h^a	f_1	f_2	f_t	f_{uc}	f_{bc}	σ_h^a	f_1	f_2
$E_m = 25 E_a = 6.2$ Areniscas (sedimentaria)	5.81	35	45	35	151	151	3.3	33.0	36	15	74	74
$E_m = 25 E_a = 2.7$ Calizas (sedimentaria)	5.81	35	45	35	151	151	0.48	4.8	5.52	1	6.92	6.92

*Valores tomados de la Tabla 6-6. ** f_t , f_{uc} tomados de L. Obert et al. (Capítulo 2 - Referencia 2.5), σ_h^a , f_1 , f_2 , tomados de Z.T. Bieniawski (Capítulo 2 - Referencia 2.6), y f_{cb} obtenido mediante un proceso iterativo.

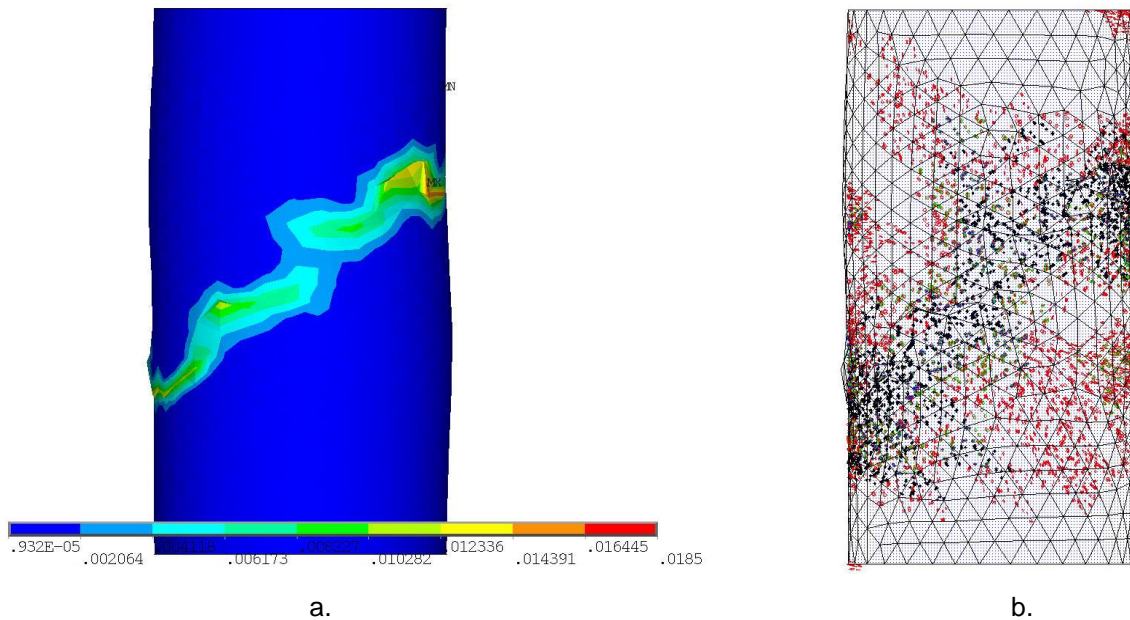
Fuente: L. Obert et al., y Y Z.T. Bieniawski

Figura 6-9: Plano de fractura para la arenisca blanda, representado por: a.) Vista exterior de la deformación equivalente de Von Mises, b). Vista interior de los puntos de colapso y fisuración.



Fuente: El Autor.

Figura 6-10: Plano de fractura para la arenisca blanda, representado por: a.) Vista exterior de la deformación equivalente de Von Mises, b). Vista interior de los puntos de colapso y fisuración.



Fuente: El Autor.

El tiempo de simulación fue aproximadamente 8 horas para cada tipo de roca, concreto o mortero evaluado. Por otra parte, para lograr la calibración de cada material (arena blanda, mortero, etc.), se ejecutaron en promedio 25 simulaciones con un equipo de cómputo, con sistema operativo Windows 10 de 64 Bits, procesador Intel Core 17-8700 @3.2GHz, 4 memorias RAM de 16 GB a 3200 MHz, 1 disco de estado sólido XPG M.2 2280 PCIe Gen3x4 de 480GB, 2 Discos duros de 2 Terabyte cada uno, una tarjeta madre MSI Gaming Pro Carbon MPG Z390, una tarjeta de video Nvidia Geforce RTX 2060 de 6 GB, refrigeración líquida.

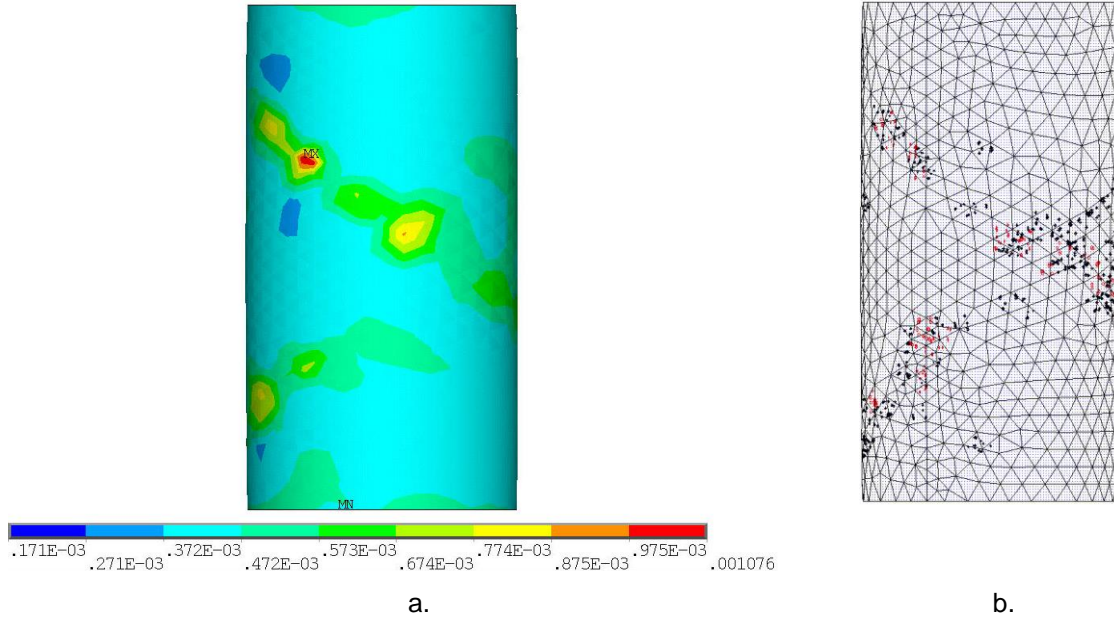
6.1.3 Verificación de la calibración del modelo de William & Warnke, mediante la predicción del comportamiento del concreto simple a escala mesoscópica

La etapa de calibración del modelo William & Warnke para la simulación de la fractura del concreto simple, no puede considerarse finalizada con la sola calibración de los parámetros para el mortero o el agregado como materiales homogéneos e isotrópicos, por lo que es necesario verificar que la combinación de estos dos materiales y sus parámetros, en una muestra cilíndrica de concreto simple a escala mesoscópica, de lugar a un patrón de falla coherente que posiblemente se asemeje a los patrones de falla presentados en la Norma ASTM C39/C39M. Esto es importante, ya que un parámetro que pudiese tener poca influencia en la simulación de un cilindro de material homogéneo e isotrópico, puede alterar seriamente los resultados de un material no homogéneo, que como es el caso del concreto simple a escala mesoscópica, está compuesto por mortero y agregado pétreo, cuyas propiedades mecánicas son diferentes entre sí.

Con los parámetros de resistencia calibrados para el mortero y para cada tipo de roca, se procede a realizar la simulación del ensayo de compresión inconfiada para un concreto compuesto por mortero y agregado a escala mesoscópica. Las simulaciones se realizan tomando como base la geometría a escala mesoscópica de la granulometría 3 presentada en la sección 4.1.2, y las propiedades mecánicas definidas en las Tablas 6-6 y 6-7, para el mortero y el agregado.

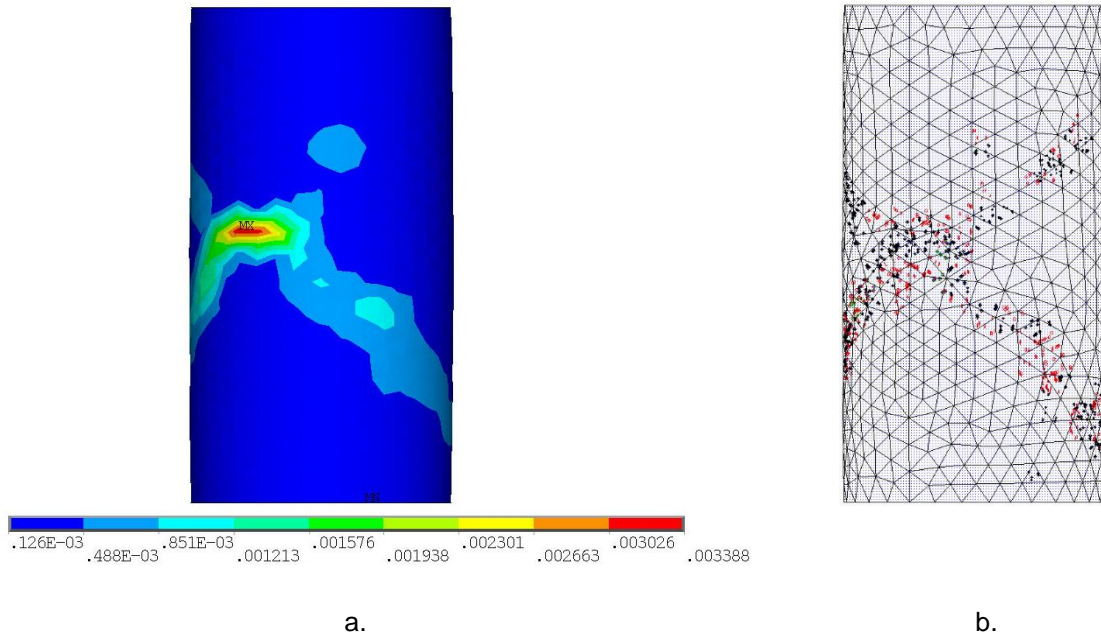
En primer lugar, se simula un ensayo de compresión inconfiada para un concreto compuesto por mortero y arenisca blanda. Los resultados de estas pruebas se presentan de manera gráfica en la Figura 6.11.

Figura 6-11: Plano de fractura para concreto compuesto por mortero y arenisca blanda, representado por: a.) Vista exterior de la deformación equivalente de Von Mises, b.) Vista interior de los puntos de colapso y fisuración.



Fuente: El Autor.

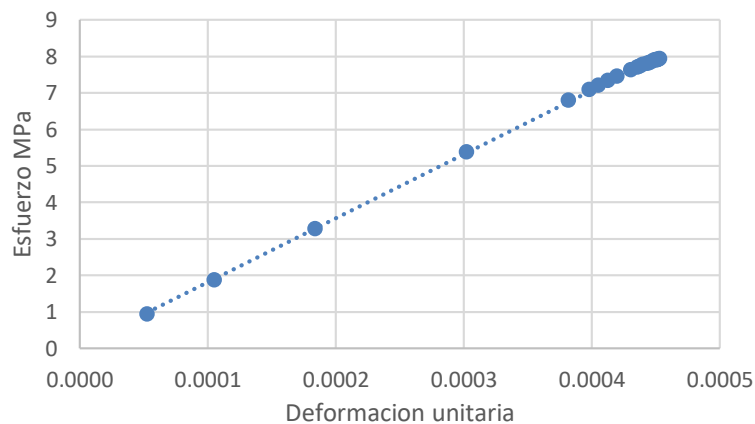
Figura 6-12: Plano de fractura para concreto compuesto por mortero y caliza blanda, representado por: a.) Vista exterior de la deformación equivalente de Von Mises, b.) Vista interior de los puntos de colapso y fisuración.



Fuente: El Autor.

En cuanto al concreto compuesto por mortero y caliza blanda, los resultados se presentan en la Figura 6.12. Por otra parte, es posible que en este punto surjan interrogantes respecto a las curvas esfuerzo axial vs deformación axial, frente a lo cual es oportuno recordar que el modelo de William et al. [1], considera que todas las trayectorias de esfuerzos se desarrollan en el dominio elástico hasta alcanzar la superficie de fractura, razón por la cual su representación en el plano esfuerzo-deformación, es una línea recta como puede apreciarse en la Figura 6.13.

Figura 6-13: Relación esfuerzo-deformación para el concreto como material compuesto por la matriz de mortero y agregados de arenisca blanda.



Fuente: El Autor.

Como puede apreciarse en las Figuras 6-11 y 6-12, el patrón de fractura para el concreto compuesto por mortero y agregado de arenisca blanda, o mortero y agregado de caliza blanda, presenta un patrón de fractura semejante al que la Norma ASTM C39/C39M, identifica como Tipo 1 (Figura 2-4), razón por la cual se considera que los resultados son consistentes y que los parámetros han sido bien calibrados para el ensayo de compresión inconfiada sobre muestras cilíndricas de concreto simple. En la Figura 6.13, se presenta un ejemplo de la relación esfuerzo-deformación obtenida en la simulación de un ensayo de compresión inconfiada sobre concreto simple escala mesoscópica compuesto por mortero y arenisca blanda, para la cual se obtiene un módulo de Young de 17.61 GPa. Como puede verse al revisar la Tabla 6-7, la relación de módulos $R_m = E_a/E_m$ para el concreto compuesto por mortero y arenisca blanda, es 0.248, por lo que usando la expresión propuesta en el Capítulo 4, se obtiene,

$$y = 5.0669 \ln(R_m) + 24.799 = 5.0669 \ln(0.248) + 24.799 = 17.71 \text{ GPa} \quad (6.4)$$

donde y es el módulo de Young para un concreto compuesto por mortero y agregado de arenisca blanda. Con el uso de la anterior expresión, se obtiene un valor para del módulo de Young, muy cercano al obtenido en las simulaciones. La simulación del proceso de fractura no puede limitarse a presentar los planos de fractura que se desarrollan en la muestra al final de la simulación, razón por la cual se requiere ir varios pasos más allá con el propósito de ver la evolución de la fractura tanto en su etapa anterior al pico de resistencia de la muestra, como en su etapa posterior al pico. Para esto, se hace uso de los parámetros mecánicos calibrados en esta sección, y del modelo de Microplanos implementado en ANSYS APDL, con base en las publicaciones de Zreid, I. y Kaliske, M. A del año 2018. Adicional a la simulación indicada anteriormente de 580780 elementos finitos, se realizaron simulaciones utilizando mallas de aproximadamente 1 millón, 2 millones y 5 millones de elementos finitos. En estas últimas simulaciones, se obtuvieron puntos de fisuración que coinciden con los resultados presentados en esta sección.

6.2 Simulación mediante el modelo de Microplanos

El marco teórico para este modelo se presenta en detalle en el Capítulo 5. Los parámetros requeridos por el modelo se indican en la Tabla 6-8.

Tabla 6-8: Parámetros requeridos por el modelo de Microplanos, en ANSYS APDL.

Componente	Subtipo	Parámetro	Descripción
Elasticidad		E	Módulo de Elasticidad
		ν	Relación de Poisson
Plasticidad	Función de Fluencia de Drucker-Prager	f_{uc}	Resistencia a la compresión uniaxial
		f_{bc}	Resistencia a la compresión biaxial
		f_{ut}	Resistencia a la tensión uniaxial
	Contorno de compresión (superficie de fluencia).	σ_V^c	Abscisa del punto de intersección entre el contorno de compresión y la función de fluencia de Drucker-Prager.
		R	Relación entre el eje mayor y el eje menor de la superficie de fluencia.
	Endurecimiento	D	Constante de endurecimiento del material.
R_T		Constante de endurecimiento para el contorno de tensión.	

Tabla 6-8: (Continuación)

Componente	Subtipo	Parámetro	Descripción
Daño		γ_{to}, γ_{co}	Deformación equivalente en tensión y compresión, donde se da inicio a la acumulación de daño.
		β_t, β_c	Contante de evolución del daño en tensión y compresión.
Regularización del gradiente		C	Parámetro que controla el rango de interacción no local .
		m	Parámetro promedio de tipo numérico.

Fuente: ANSYS APDL.

La calibración de parámetros para cada material y modelo numérico evaluado, requiere realizar múltiples simulaciones cuyo número se incrementa con la cantidad de variables o parámetros que incluye el modelo. Otro factor importante que influye en los tiempos de simulación, es el tamaño de la malla de elementos finitos. En el caso del modelo de Microplanos usado en esta investigación, ANSYS APDL recomienda el elemento finito CPT215, que junto al tamaño de malla número 6, genera muestras con aproximadamente 220.000 elementos finitos. Para estas muestras, el tiempo de simulación para cada ensayo de compresión inconfiada, es de aproximadamente 4 horas, a lo cual es necesario adicionar 2 horas para procesamiento de datos.

Esta fase de la investigación se dividió en dos etapas. En la primera, denominada calibración de parámetros, se realizaron simulaciones de ensayos de compresión simple sobre cilindros de mortero homogéneo e isotrópico, y sobre cilindros de agregado homogéneo e isotrópico. Para la calibración de los parámetros del modelo de Microplanos, nuevamente se usa la granulometría 3, la cual tiene 217291 elementos finitos tetraédricos CPT215. Teniendo en cuenta el tipo de ensayo simulado, y la condición homogénea e isotrópica de las muestras, se verificó que la inclinación de la banda de deformación fuera cercana a los 45° con respecto a la horizontal, que la resistencia a compresión simple f_{uc} del material y el módulo de Young fueran los esperados para el material evaluado (Tabla 6-7), y que la curva esfuerzo-deformación presentara ablandamiento por deformación después del pico de resistencia.

En la segunda etapa, denominada predicción del comportamiento del concreto simple, se simuló el ensayo de compresión simple, se simuló el ensayo de compresión inconfiada del concreto a escala mesoscópica, discretizando el mortero y los agregados, utilizando para esto los parámetros del modelo numérico obtenidos en la primera etapa. En las dos etapas mencionadas, los agregados utilizados son arenisca blanda y caliza blanda.

6.2.1 Parámetros de referencia para el modelo de Microplanos

En el caso específico del modelo de Microplanos, existe poca información disponible respecto a los parámetros de referencia que pueden ser usados en la simulación del mortero o el agregado. Por esta razón, para la simulación de los ensayos de compresión inconfiada, se decide usar los parámetros calibrados con el modelo de William & Warnke, en específico el módulo de Young E , la relación de Poisson ν , la resistencia a la tracción f_t , la resistencia a la compresión inconfiada f_{uc} , y la resistencia a la compresión biaxial f_{bc} , ver Tabla 6-9.

Tabla 6-9: Parámetros mecánicos calibrados con el modelo William & Warnke para el mortero y el agregado.

	<i>Mortero* (MPa)</i>			<i>Agregado** (MPa)</i>		
Módulo de Young (GPa)	f_t	f_{uc}	f_{bc}	f_t	f_{uc}	f_{bc}
$E_m = 25 E_a = 6.2$ Areniscas Blanda $\nu = 0.2$	5.81	35	45	3.3	33.0	36
$E_m = 25 E_a = 2.7$ Caliza Blanda $\nu = 0.2$	5.81	35	45	0.48	4.8	5.52

Fuente: El Autor.

El valor inicial de los parámetros σ_V^c , R_T , β_t , γ_{t0} , m , puede obtenerse de forma aproximada mediante las siguientes expresiones, como se indica en la sección 5.2.

$$\sigma_V^c = -\frac{3}{2} f_{uc}$$

$$R_T = 1$$

$$\beta_t = 1.5\beta_c$$

$$\gamma_{t0} = 0$$

$$m = 2.5$$

La calibración del modelo de Microplanos se realiza en dos pasos, y para cada uno de ellos, se asume que los parámetros E , ν , f_{uc} , f_{ut} , y f_{bc} , son valores fijos que no serán objeto de calibración (como fue mencionado anteriormente, estos parámetros fueron obtenidos con el modelo de William & Warnke).

En el primer paso se busca reproducir la forma de una curva esfuerzo axial vs deformación axial, que sea típica para un material frágil como lo es el mortero o el agregado pétreo, para lo cual se verifica que el pico y la pendiente inicial de dicha curva, sean cercanos a la resistencia a la compresión uniaxial y al módulo de Young del material evaluado respectivamente. Esta aproximación se realiza al tener en cuenta que el comportamiento pos-pico de las rocas ha sido poco documentado, ya que incluso en libros especializados en mecánica de rocas se presta poca atención al comportamiento pos-pico de la roca no fracturada como elemento individual. Este primer paso de calibración, se realiza hasta obtener la curva buscada, sin importar, si la banda donde se acumulan las deformaciones presenta una ubicación o distribución atípica para el tipo de ensayo y material simulado. El segundo paso, consiste en mejorar la distribución de deformaciones en la muestra.

En el primer paso de la calibración, se realizan múltiples simulaciones donde se varían los parámetros del material σ_V^C , R , D , R_T , γ_{t0} , γ_{c0} , β_t , β_C , mientras se conserva un valor constante para los parámetros C y m (se recomienda usar $C = 1500 \text{ mm}^2$ y $m = 2.5$, pero para mayor claridad se debe consultar la sección 5.2). En el segundo paso de la calibración, se modifica el valor de C , y en ocasiones el valor de m , lo cual se realiza sistemáticamente hasta lograr un distribución de deformaciones coherente con el tipo de ensayo y material simulado. En esta segunda etapa, es posible que se requiera reajustar el valor del parámetro D .

El parámetro R_T se toma igual a 1, en razón a los lineamientos presentes en la bibliografía consultada (Capítulo 5), y a que su magnitud muestra poca influencia en la primera etapa de calibración del modelo. En la segunda etapa de calibración, las simulaciones mostraron que la mejor distribución de esfuerzos se logra para un $R_T = 1$, pues un valor de R_T mayor a 1 genera distorsión en la distribución de deformaciones, y mayor dificultad para que la solución converja. De igual manera, en la segunda etapa de calibración, un valor de R_T menor a 1, hace que la solución no converja cuando se da inicio a la etapa de ablandamiento.

En las simulaciones realizadas, se encontró que el parámetro σ_V^C , tiene poca incidencia en los resultados para un material homogéneo e isotrópico a escala macroscópica (mortero o agregado), lo cual es un comportamiento esperado si se tiene en cuenta el tamaño del cilindro evaluado y la trayectoria de esfuerzos predominante durante el ensayo de compresión confinada. En cambio, en las simulaciones a escala mesoscópica del concreto compuesto por mortero y agregado, el valor de σ_V^C debe escogerse cuidadosamente, ya que la trayectoria de esfuerzos en cada punto material puede seguir rutas muy diversas, las cuales se ven afectadas por la interacción del agregado y el mortero, en especial por la diferencia en sus propiedades mecánicas. Para una adecuada selección del parámetro σ_V^C , se debe verificar su valor respecto al valor de parámetros como f_{uc} y f_{bc} ; para esto se recomienda hacer uso de la Figura 5-13.

El parámetro γ_{t0} , entendido como la deformación equivalente a partir de la cual se da inicio a la acumulación de daño en tracción, se toma como cero, ya que es bien conocido que los materiales pétreos, mortero y concreto, tienen poca capacidad para desarrollar deformaciones relevantes en tracción (respecto al componente de compresión).

En cuanto a m , este es un parámetro numérico que facilita la convergencia del modelo, su valor debe ser mayor a 1, y en las referencias consultadas, se recomienda un valor promedio de 2.5. En los casos donde el modelo tiene dificultades para converger, el valor de m se puede incrementar hasta lograr la solución, llegando en ocasiones a generar mejoras sustanciales en la distribución de esfuerzos.

Para el caso particular del parámetro R , también se realizan simulaciones donde su valor varía entre 1.5 y 3, encontrando que este parámetro debe tomar un valor igual a 2 para obtener buenos resultados, lo cual concuerda con el valor propuesto en las referencias bibliográficas consultadas (Capítulo 5).

En cuanto al parámetro γ_{c0} , se encontró que un buen valor a utilizar, tanto en las simulaciones con mortero homogéneo e isotrópico, como en las simulaciones de cilindros de agregado homogéneo e isotrópico, es $\gamma_{c0} = 2 \times 10^{-6}$, ya que tras múltiples simulaciones, este valor genera buenos resultados (curva esfuerzo-deformación y distribución de deformaciones).

En las siguientes secciones, se presentan los parámetros calibrados para el mortero, la arenisca blanda, y la caliza blanda. De igual manera, se incluyen figuras con los resultados obtenidos en términos de la distribución de deformaciones y la curva esfuerzo axial vs deformación axial.

Como ya ha sido mencionado, el proceso de calibración se realiza con base en la granulometría 3, y su geometría a escala mesoscópica. Posteriormente, en el Capítulo 7, los parámetros calibrados son usados para realizar la simulación del concreto compuesto por mortero y agregado, para lo cual se hace uso de las 20 granulometrías disponibles, ver Capítulo 4.

6.2.2 Calibración de parámetros con el modelo de Microplanos

En esta etapa de la investigación, se realiza la calibración de los parámetros requeridos por el modelo de Microplanos, para la simulación del ensayo de compresión simple, sobre cilindros de mortero, arenisca blanda y la caliza blanda.

6.2.2.1 Calibración mediante la simulación de material homogéneo e isotrópico tipo mortero - modelo de Microplanos

Para el mortero, los parámetros calibrados, la curva esfuerzo-deformación obtenida y la distribución de esfuerzos para diferentes niveles de deformación, se ilustran en la Tabla 6-10, la Figura 6-14 y en las Figuras 6-15 a 6-19.

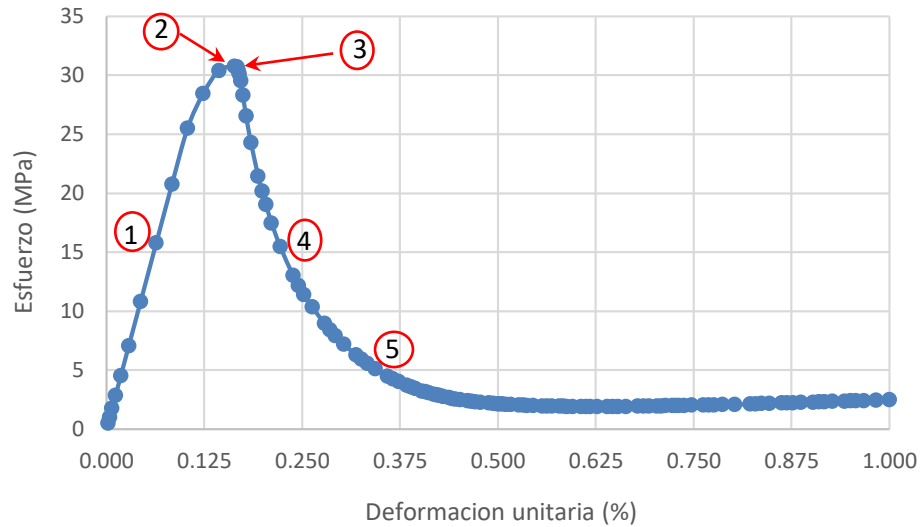
Tabla 6-10: Parámetros calibrados para el mortero con el modelo de Microplanos.

Parámetro	E (GPa)	ν	f_{uc} (MPa)	f_{bc} (MPa)	f_{ut} (MPa)	σ_V^c (MPa)	R
Valor	25	0.2	35	45	5.81	-52.5	2

Parámetro	D (MPa)	R_T	γ_{t0}	γ_{c0}	β_t	β_c	C (m ²)	m
Valor	4×10^4	1	0	2×10^{-6}	4×10^3	2.5×10^3	$2 \times 10^{-5} E$	2.5

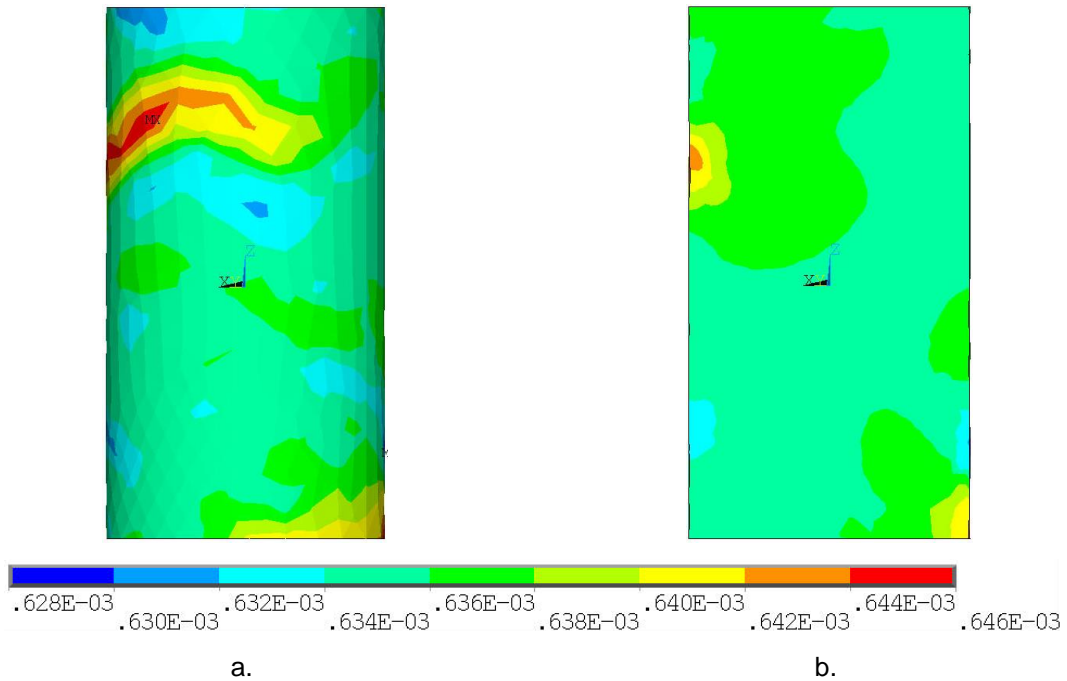
Fuente: El Autor.

Figura 6-14: Relación esfuerzo-deformación para la simulación de cilindros de mortero homogéneo e isotrópico. Etapa de Calibración.



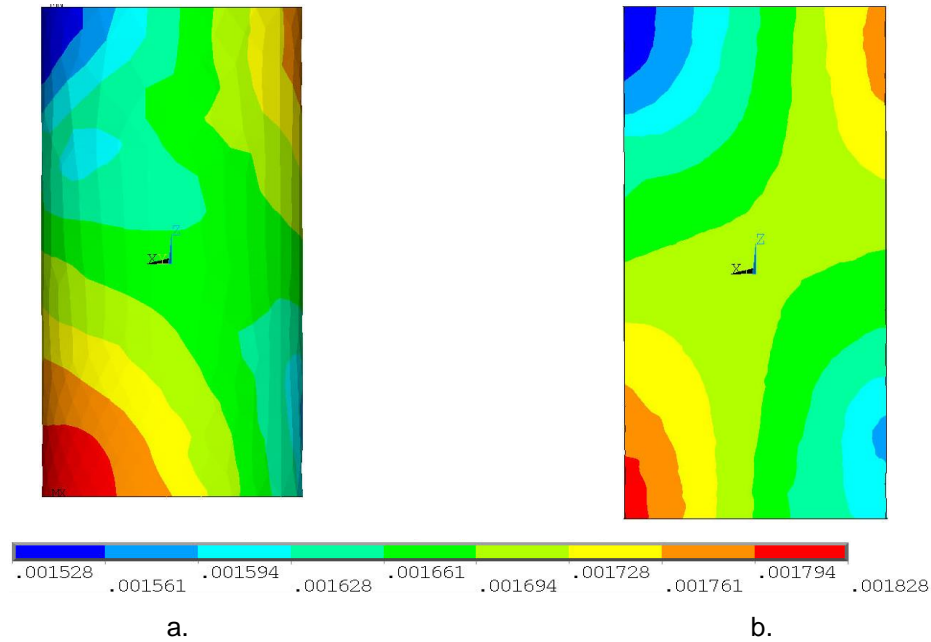
Fuente: El Autor.

Figura 6-15: Deformación equivalente de Von Mises para el mortero. En el punto 1 de la Figura 6-14, y en: a.) La cara externa del cilindro, b.) Corte longitudinal del cilindro.



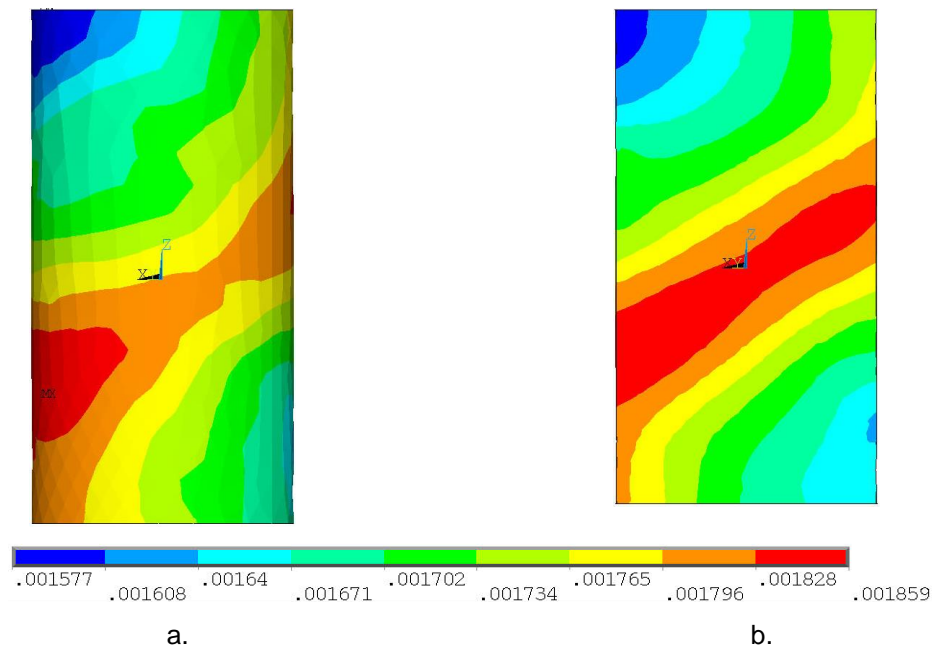
Fuente: El Autor.

Figura 6-16: Deformación equivalente de Von Mises para el mortero. En el punto 2 de la Figura 6-14, y en: a.) La cara externa del cilindro, b.) Corte longitudinal del cilindro.



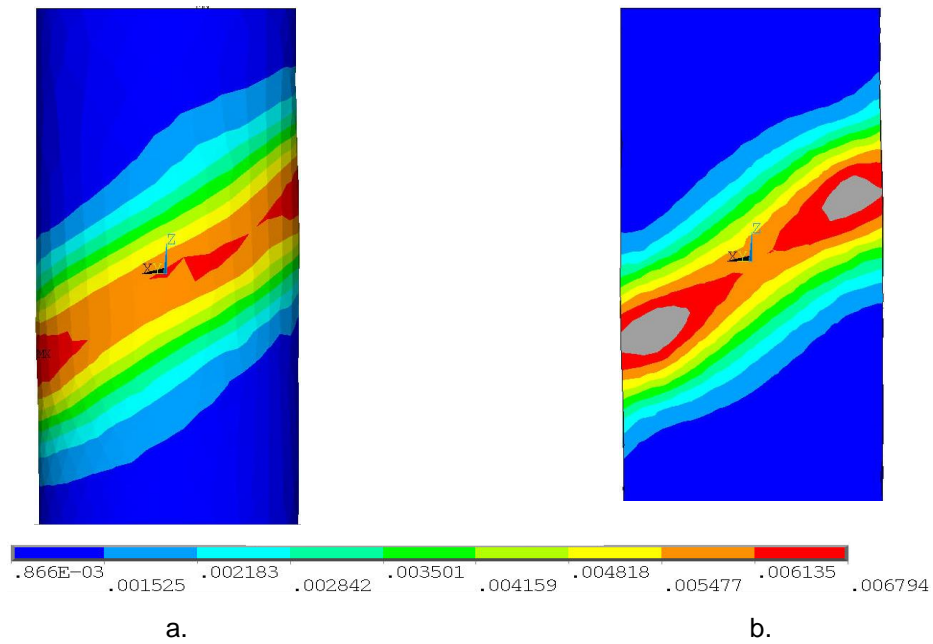
Fuente: El Autor.

Figura 6-17: Deformación equivalente de Von Mises para el mortero. En el punto 3 de la Figura 6-14, y en: a.) La cara externa del cilindro, b.) Corte longitudinal del cilindro.



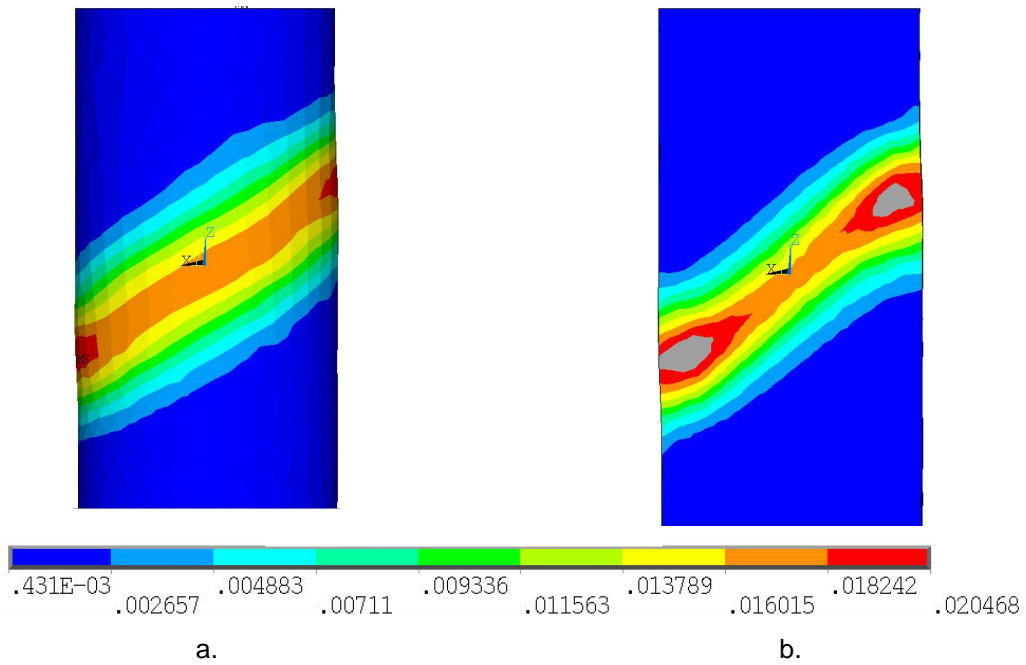
Fuente: El Autor.

Figura 6-18: Deformación equivalente de Von Mises para el mortero. En el punto 4 de la Figura 6-14, y en: a.) La cara externa del cilindro, b.) Corte longitudinal del cilindro.



Fuente: El Autor.

Figura 6-19: Deformación equivalente de Von Mises para el mortero. En el punto 5 de la Figura 6-14, y en: a.) La cara externa del cilindro, b.) Corte longitudinal del cilindro.



Fuente: El Autor.

Como puede observarse, para el caso de un cilindro de mortero homogéneo e isotrópico, la concentración de la deformación que representa la trayectoria de fisura, se produce en un plano inclinado. Como se ha descrito, los ensayos de compresión inconfiada simulados, no restringen el desplazamiento radial de la muestra en el contacto con los apoyos, a excepción de un único punto sobre el centro de cada cara plana del cilindro.

6.2.2.2 Calibración mediante la simulación de material homogéneo e isotrópico tipo arenisca blanda - modelo de Microplanos

Para la arenisca, los parámetros calibrados, y la curva esfuerzo-deformación obtenida en la simulación, se ilustran en la Tabla 6-11, y en las Figuras 6-20 y 6-21.

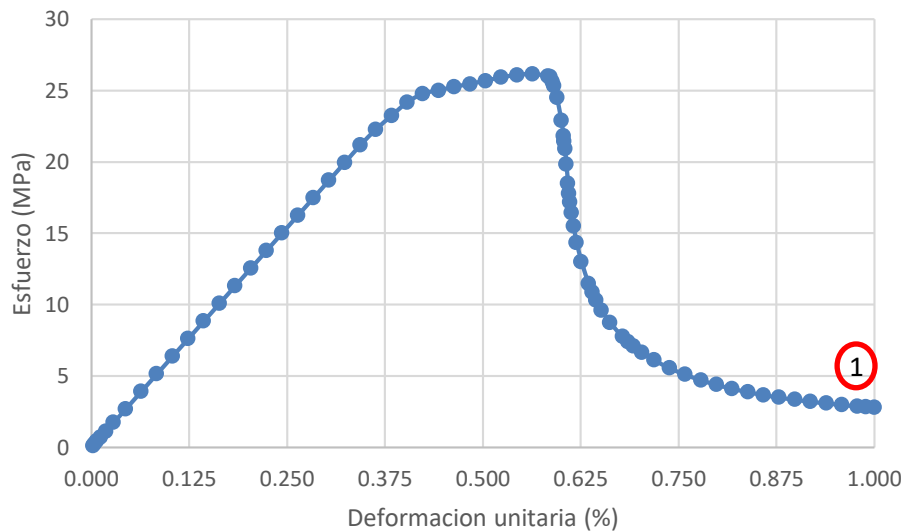
Tabla 6-11: Parámetros calibrados para la arenisca blanda - modelo de Microplanos.

Parámetro	E (GPa)	ν	f_{uc} (MPa)	f_{bc} (MPa)	f_{ut} (MPa)	σ_V^C (MPa)	R
Valor	6.2	0.2	33	36	3.3	-49.5	2

Parámetro	D (MPa)	R_T	γ_{t0}	γ_{c0}	β_t	β_c	C (m ²)	m
Valor	1	1	0	2×10^{-6}	4×10^3	2.5×10^3	2×10^{-5}	2.5

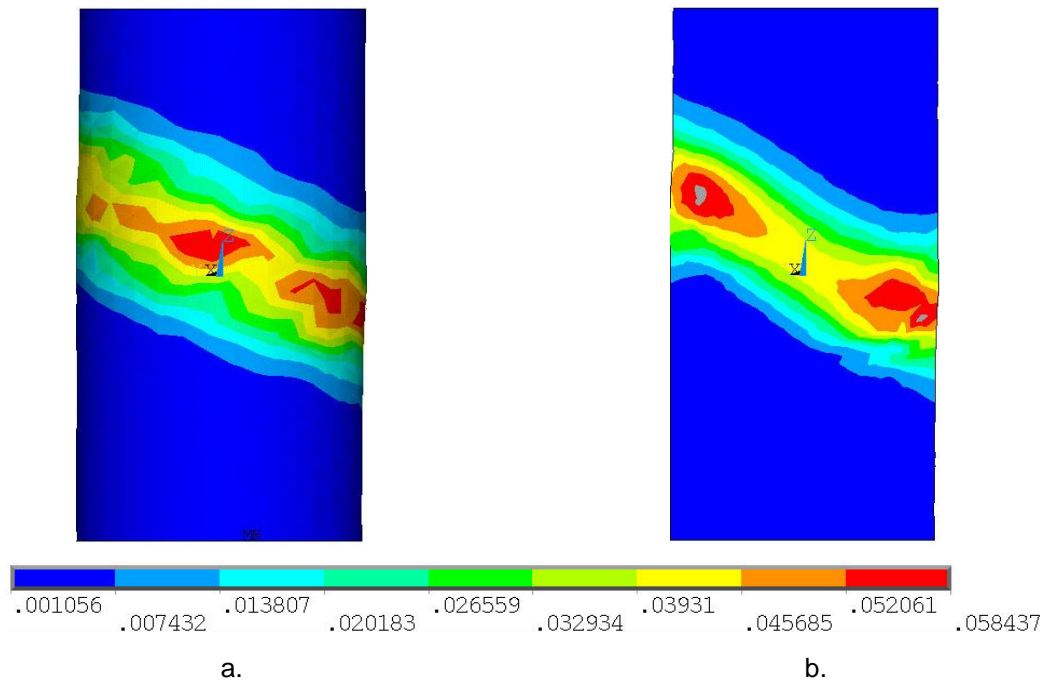
Fuente: El Autor

Figura 6-20: Relación esfuerzo-deformación para la simulación de cilindros de arenisca homogénea e isotrópica. Etapa de Calibración.



Fuente: El Autor.

Figura 6-21: Deformación equivalente de Von Mises para la arenisca blanda homogénea e isotrópica. En el punto 1 de la Figura 6-20, y en: a.) La cara externa del cilindro, b.) Corte longitudinal del cilindro.



Fuente: El Autor.

Para el caso de un cilindro de arenisca blanda homogénea e isotrópica, nuevamente se repite el patrón de concentración de la deformación sobre el plano inclinado aproximadamente 45 grados con la horizontal. No sobra recordar, que este es el comportamiento teórico esperado para una muestra cilíndrica, homogénea e isotrópica, que es sometida a un ensayo de compresión confinada. Para mayor claridad se recomienda remitirse a referencias como R. H. G. Parry [8].

6.2.2.3 Calibración mediante la simulación de material homogéneo e isotrópico tipo caliza blanda - modelo de Microplanos

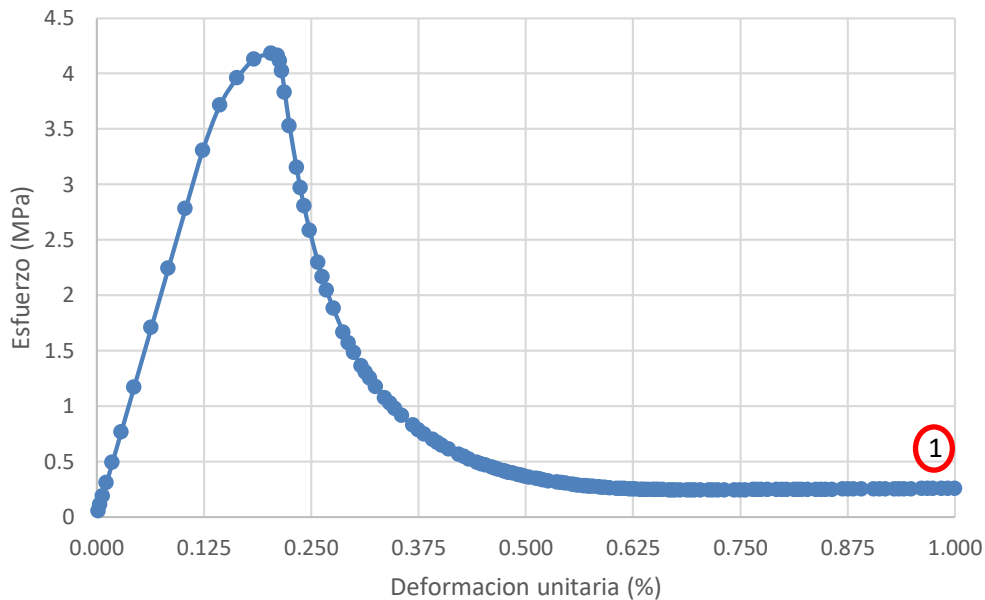
Para la caliza, los parámetros calibrados, y la curva esfuerzo-deformación obtenida en la simulación, se ilustran en la Tabla 6-12, y en las Figuras 6-22 y 6-23.

Tabla 6-12: Parámetros calibrados para la caliza blanda con el modelo de Microplanos.

Parámetro	E (GPa)	ν	f_{uc} (MPa)	f_{bc} (MPa)	f_{ut} (MPa)	σ_V^c (MPa)	R
Valor	2.7	0.2	4.8	5.52	0.48	-7.2	2

Parámetro	D (MPa)	R_T	γ_{t0}	γ_{c0}	β_t	β_c	C (m ²)	m
Valor	4	1	0	2×10^{-6}	4×10^3	2.5×10^3	2×10^{-5}	2.5

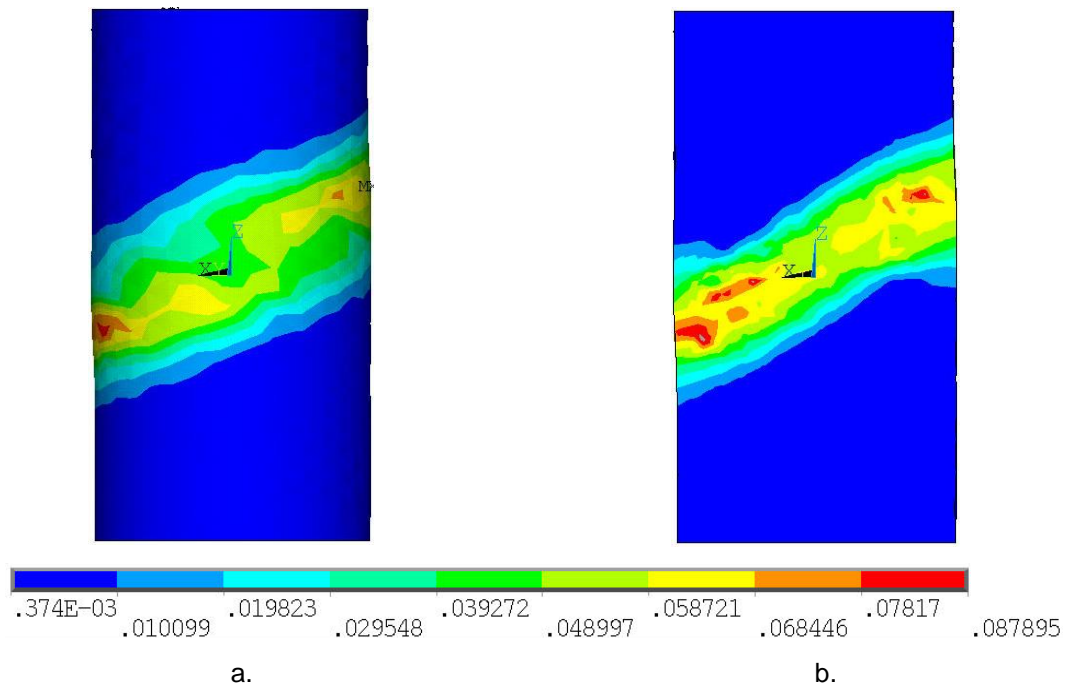
Fuente: El Autor.

Figura 6-22: Relación esfuerzo-deformación para la simulación de cilindros de caliza homogénea e isotrópica. Etapa de Calibración.

Fuente: El Autor.

Las simulaciones de cilindros con material homogéneo e isotrópico, tipo mortero, arenisca blanda, caliza blanda, logran representar la curva esfuerzo-deformación esperada para un ensayo de compresión inconfiada sobre una muestra cilíndrica de mortero, material pétreo o concreto simple, como las presentadas en la Figura 6-1 y la Figura 2-5. De igual forma, se obtiene una banda de concentración de la deformación, cuya inclinación es aproximadamente 45° con la horizontal; esta banda indica la ubicación del plano de fisuración de las muestras, y su inclinación es consistente con el tipo de material y ensayo simulado.

Figura 6-23: Deformación equivalente de Von Mises para la caliza blanda homogénea e isotrópica. En el punto 1 de la Figura 6-22, y en: a.) La cara externa del cilindro, b.) Corte longitudinal del cilindro.



Fuente: El Autor.

6.2.3 Verificación de la calibración del modelo de Microplanos, mediante la predicción del comportamiento del concreto simple a escala mesoscópica

La etapa de calibración del modelo Microplanos para la simulación de la fractura del concreto simple, incluyendo la zona de ablandamiento por deformación pos-pico, no puede considerarse finalizada con la sola calibración de los parámetros para el mortero o el agregado como materiales homogéneos e isotrópicos, por lo que es necesario verificar que la combinación de estos dos materiales y sus parámetros, en una muestra cilíndrica de concreto simple a escala mesoscópica, de lugar a un patrón de falla coherente que posiblemente se asemeje a los patrones de falla presentados en la Norma ASTM C39/C39M.

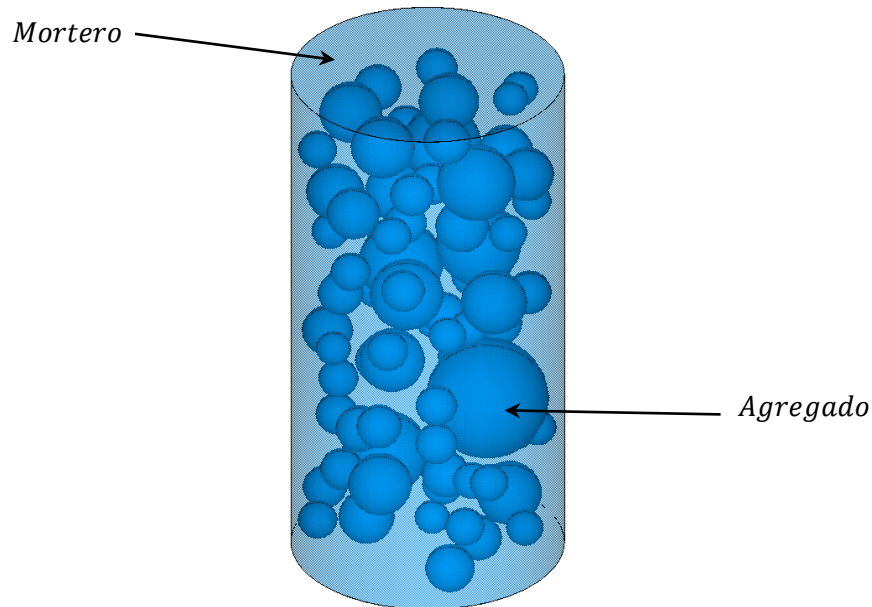
Lo anterior es importante, ya que un parámetro que pudiere tener poca influencia en la simulación de un cilindro de material homogéneo e isotrópico, como por ejemplo σ_V^C , puede alterar significativamente los resultados de un material no homogéneo, que como es el

caso del concreto simple a escala mesoscópica, está compuesto por mortero y agregado pétreo, cuyas propiedades mecánicas son diferentes entre sí.

Con los parámetros calibrados para el mortero y para cada tipo de roca, es posible realizar la simulación del ensayo de compresión inconfiada sobre cilindros de concreto simple a escala mesoscópica, para lo cual, a cada fase (mortero y agregado), se le asignan sus propiedades debidamente calibradas.

La Figura 6-24, presenta un ejemplo de una muestra de concreto a escala mesoscópica, con sus 2 fases constituyentes claramente diferenciables, utilizando la geometría dada por la granulometría 3, indicada en la sección 4.1.2.

Figura 6-24: Muestra cilíndrica de concreto a escala mesoscópica. Las esferas representan el agregado. El material circundante de color más claro es el mortero.

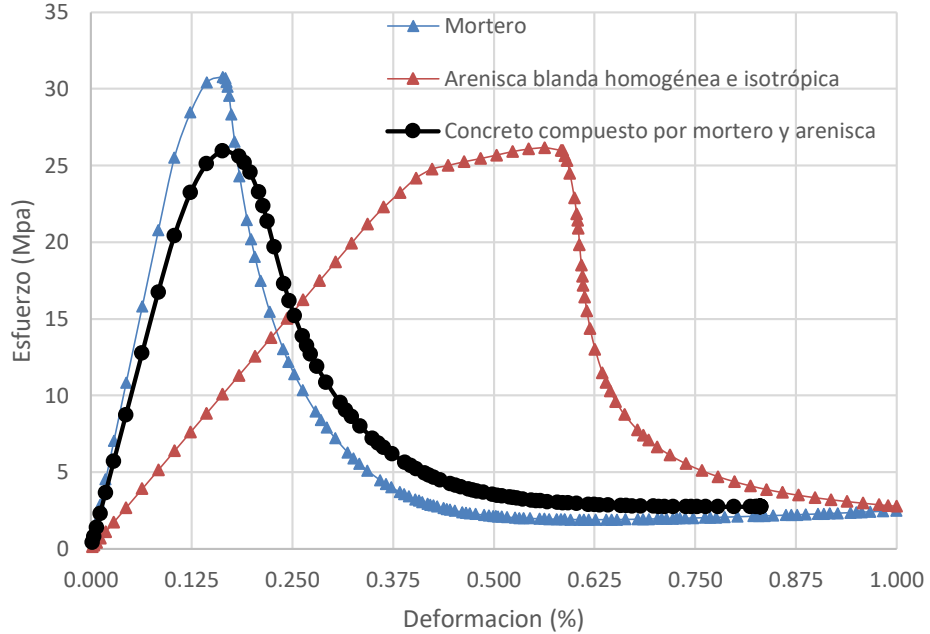


Fuente: El Autor.

6.2.3.1 Predicción del comportamiento del concreto compuesto por mortero y agregado de arenisca blanda

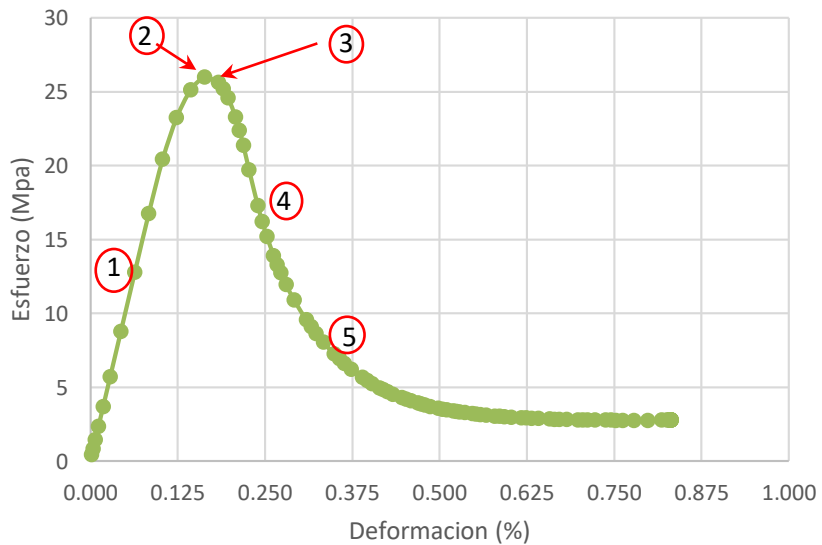
La curva esfuerzo-deformación y la distribución de deformaciones a escala mesoscópica, para un concreto compuesto por mortero y arenisca blanda, se presentan en las Figuras 6-25 y 6-26, y en las Figuras 6-27 a 6-31, respectivamente.

Figura 6-25: Relación esfuerzo-deformación para el mortero homogéneo e isotrópico, la arenisca blanda homogénea e isotrópica y un concreto elaborado con estos dos materiales. Geometría de la Granulometría 3.



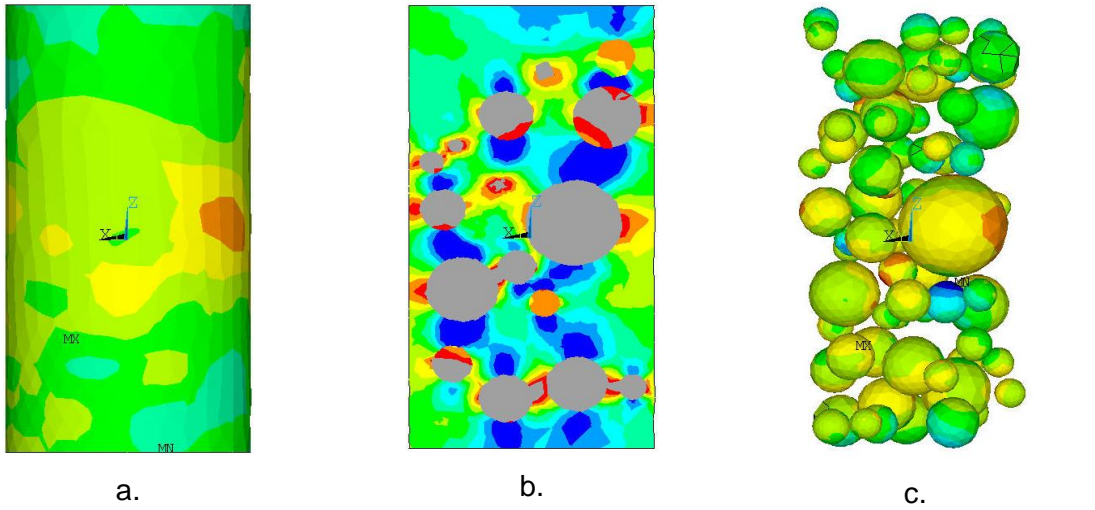
Fuente: El Autor.

Figura 6-26: Relación esfuerzo-deformación para un concreto elaborado con mortero y arenisca blanda.



Fuente: El Autor.

Figura 6-27: Deformación equivalente de Von Mises para concreto compuesto por mortero y arenisca blanda. En el punto 1, y en: a). La cara externa del cilindro, b). Corte longitudinal del cilindro, c). Cara externa del agregado.



Escala Figura a. y b.

Escala Figura c.

Fuente: El Autor.

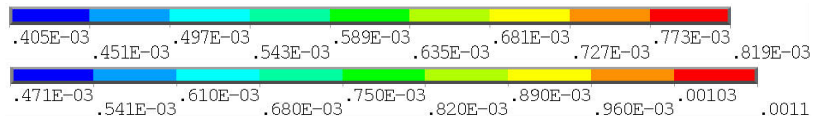
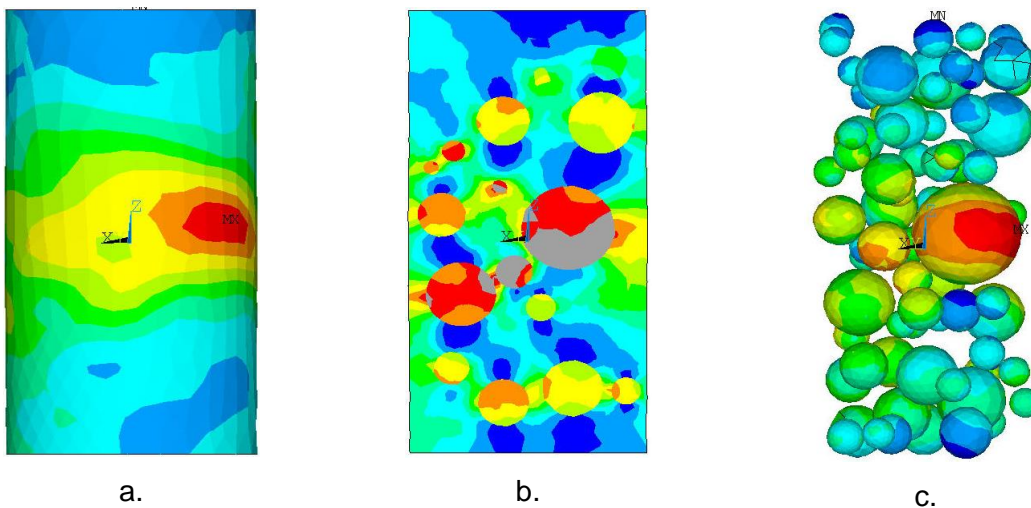


Figura 6-28: Deformación equivalente de Von Mises para concreto compuesto por mortero y arenisca blanda. En el punto 2, y en: a). La cara externa del cilindro, b). Corte longitudinal del cilindro, c). Cara externa del agregado.



Escala Figura a. y b.

Escala Figura c.

Fuente: El Autor.

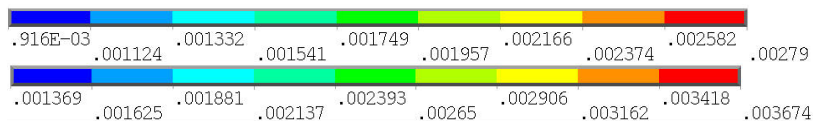


Figura 6-29: Deformación equivalente de Von Mises para concreto compuesto por mortero y arenisca blanda. En el punto 3, y en: a). La cara externa del cilindro, b). Corte longitudinal del cilindro, c). Cara externa del agregado.

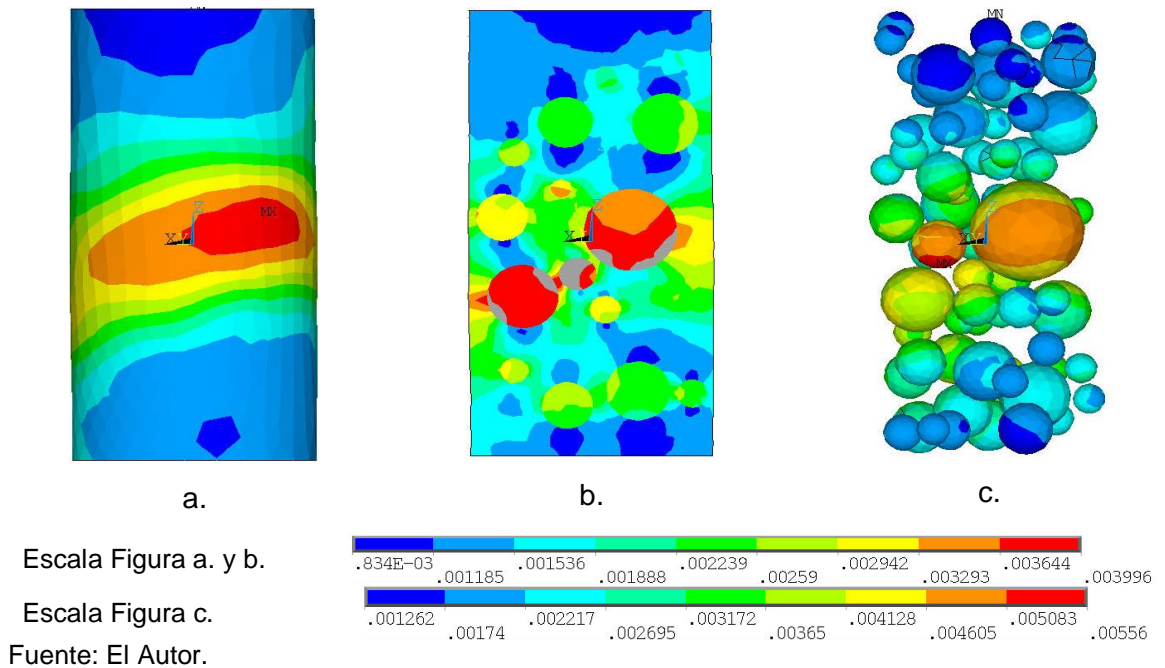


Figura 6-30: Deformación equivalente de Von Mises para concreto compuesto por mortero y arenisca blanda. En el punto 4, y en: a). La cara externa del cilindro, b). Corte longitudinal del cilindro, c). Cara externa del agregado.

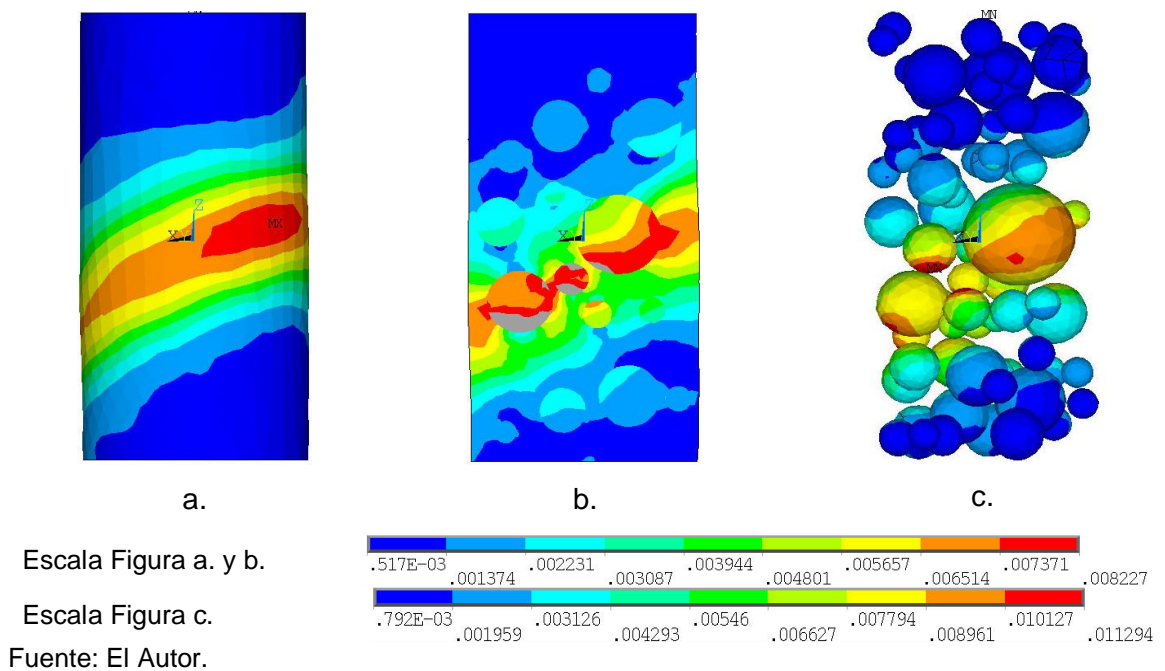
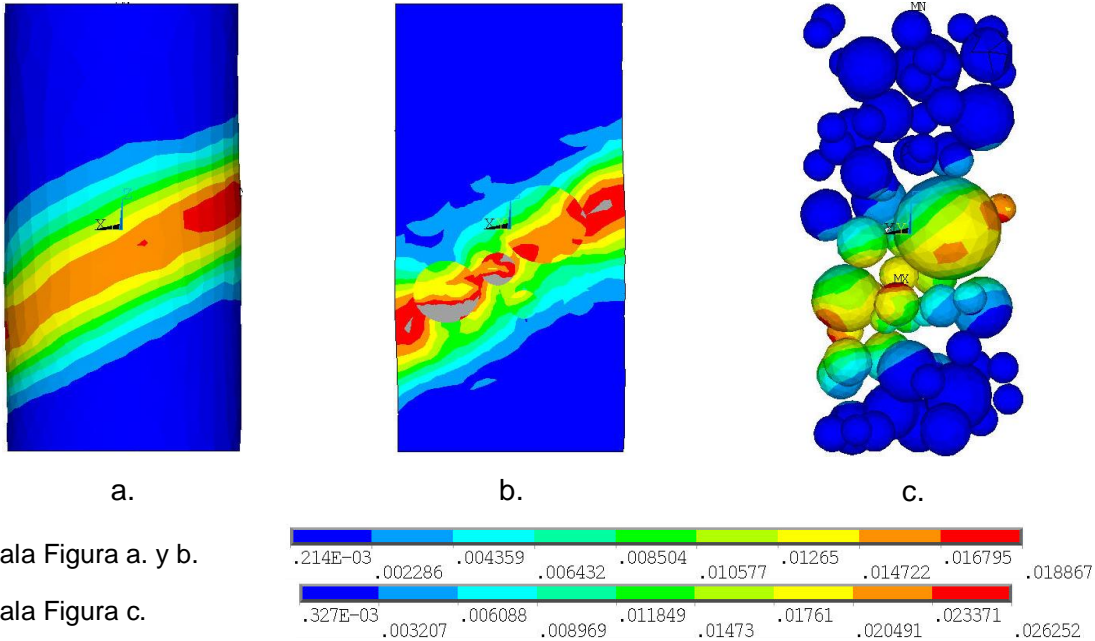


Figura 6-31: Deformación equivalente de Von Mises para concreto compuesto por mortero y arenisca blanda. En el punto 5, y en: a). La cara externa del cilindro, b). Corte longitudinal del cilindro, c). Cara externa del agregado.



Escala Figura a. y b.

Escala Figura c.

Fuente: El Autor.

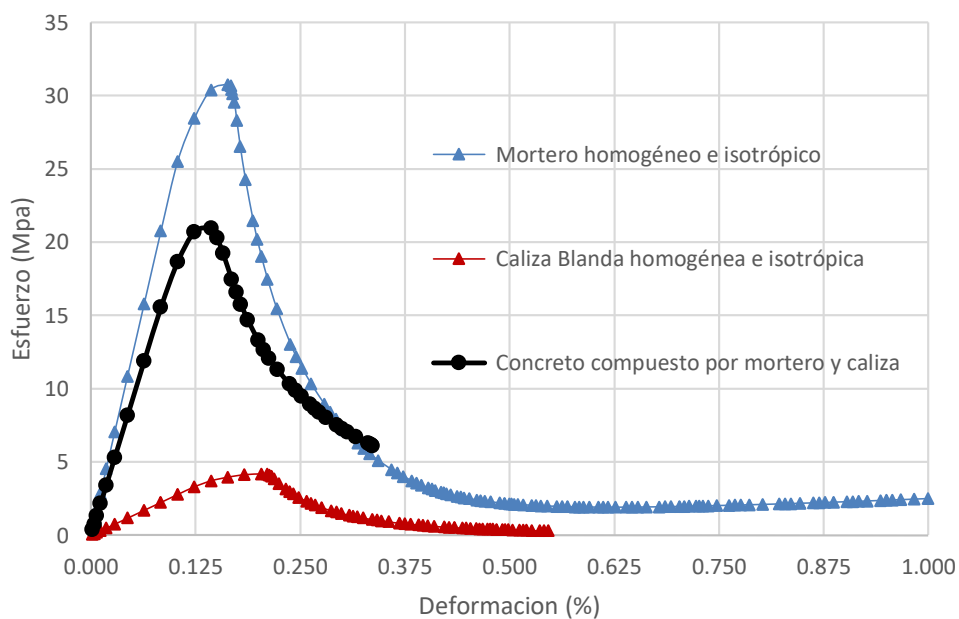
En las Figuras 6-27 a 6-31, se observa la evolución de la deformación equivalente de Von Mises experimentada por un cilíndrico de concreto compuesto por mortero y agregado de arenisca blanda, el cual es sometido a un ensayo de compresión inconfiada. La curva esfuerzo-deformación representativa del proceso de carga se presenta en la Figura 6-26. Puede notarse que para el punto 1, donde la muestra se encuentra en el rango elástico a aproximadamente el 50% del pico de resistencia, las deformaciones en la cara externa del cilindro varían en un rango estrecho, mientras que al interior de la muestra presentan una fuerte variación, resaltándose algunas franjas verticales donde existe menor acumulación de deformación en las proximidades con los agregados, y franjas donde la concentración de deformación es mayor en dirección horizontal. En lo referente a la deformación experimentada por los agregados, en la Figura 6-27a puede notarse que la deformación varía en un rango poco amplio, pero en promedio es mayor a la deformación experimentada por el mortero. Para esta etapa de la calibración del modelo, se resalta que para el punto 1, aún no se desarrolla una banda de concentración de deformaciones que pueda asociarse con la ubicación de una zona de fisuración en la muestra, esto se considera algo esperado y coherente para el rango elástico en que se encuentra la muestra.

En el punto 2 (pico de resistencia en la Figura 6-26), y para etapas de carga posteriores, se observa como la banda donde se acumulan las deformaciones se va ubicando en el centro de la muestra y su inclinación respecto a la horizontal se hace cercana a los 45°. Estas dos tendencias de comportamiento antes descritas, para el rango elástico y la zona pos-pico de la curva esfuerzo-deformación, son rasgos de comportamiento esperado y por tanto un punto de control de la calidad del modelo, ya que permite ver que la calibración del modelo de microplanos fue realizada con éxito, ya que en las simulaciones realizadas se reproduce el comportamiento general esperado para el material y tipo de ensayo simulado.

6.2.3.2 Predicción del comportamiento del concreto compuesto por mortero y agregado de caliza blanda

La curva esfuerzo-deformación, y la distribución de deformaciones a escala mesoscópica, para un concreto compuesto por mortero y caliza blanda, se presentan en las Figuras 6-32 y 6-33, y en la Figura 6-34.

Figura 6-32: Relación esfuerzo axial vs deformación axial para el mortero homogéneo e isotrópico, la caliza blanda homogénea e isotrópica y un concreto elaborado con estos dos materiales. Granulometría 3.



Fuente: El Autor.

Como puede apreciarse en las Figuras 6-29 a 6-31, y en la Figura 6-34, para el concreto compuesto por mortero y agregado de arenisca blanda, o para el concreto compuesto por mortero y agregado de caliza blanda, la banda inclinada donde se concentra la deformación, se asemeja al patrón de fractura que la Norma ASTM C39/C39M, identifica como Tipo 4 (Figura 2-4). Por otra parte, al comparar los resultados de la simulación del ensayo de compresión inconfiada sobre un cilindro de concreto simple a escala mesoscópica, puede verse que tanto para el modelo de Microplanos como para el modelo de William & Warnke, se obtiene en esencia el mismo patrón de fractura.

Otro aspecto que permite verificar la calidad de los resultados es la forma de la curva esfuerzo-deformación obtenida con el modelo de Microplanos, la cual ya no es una línea recta como ocurre con el modelo de William & Warnke, sino que presenta curvatura antes y después del pico de resistencia, exhibiendo también un marcado ablandamiento por deformación después del pico, como se observa en las Figuras 6-26 y 6-33, las cuales pueden ser comparadas con las Figuras 2-5, 6-1 y 6-2.

Teniendo en cuenta lo anterior, se considera que los resultados son consistentes y que los parámetros han sido bien calibrados para el ensayo de compresión inconfiada sobre muestras cilíndricas de concreto simple.

Bibliografía

1. K. J. William and E. D. Warnke. Constitutive Model for the Triaxial Behavior of Concrete. Proceedings, International Association for Bridge and Structural Engineering. Vol. 19. ISMES. Bergamo, Italy. p. 174. 1975.
2. F. Hernández. Esfuerzos y Deformaciones Equivalentes. Ingeniería e Investigación – Universidad Nacional de Colombia, Departamento de Ingeniería, Bogotá - Colombia.
3. Peter Kohnke. ANSYS Theory Reference for the Mechanical APDL and Mechanical Applications, Release 12.0. SAS IP, Inc, Published in the U.S.A, 2009.
4. C. Aire. Estudio Experimental del Comportamiento del Hormigón Confinado Sometido a Compresión – Capítulo 3, Tesis Doctoral, Universidad Politécnica de Cataluña, Barcelona, 2002.
5. M. Gerez, S. Gutierrez, and D. Sfer. Placas de Hormigon Reforzado con Fibras de Acero, Jornadas Argentinas de Ingeniera Estructural, Argentina, 2014.
6. M. A. Musmar, M.I Rjoub, and M.A Abdel Hadi. Nonlinear Finite Element Analysis of Shallow Reinforced Concrete Beams Using Solid65 Element, ARPN Journal of Engineering and Applied Sciences, Vol 9, No2, 2014.
7. T. Paulay and M.J.N. Priestley. Seismic Design of Reinforced Concrete and Masonry Buildings, John Wiley & Sons, INC. ISBN: 978-0-471-54915-4, United States of America, 1992.
8. R. H. G. Parry. Mohr Circles, Stress Paths and Geotechnics, Spon Press, ISBN: 0-415-27297-1, United Kingdom, London, 2004.

7. Simulación a escala mesoscópica del comportamiento del concreto como material compuesto

El concreto utilizado en la construcción de diferentes tipos de infraestructura pública y privada en Colombia, ha sido elaborado con agregados pétreos provenientes de las tres cordilleras presentes en el país. Para el caso específico de Bogotá Colombia, los agregados usados con mayor frecuencia en la elaboración de concretos provienen de rocas sedimentarias abundantes en la cordillera oriental.

Es común que para la selección de un material de construcción se tengan en cuenta aspectos como, disponibilidad, calidad y precio, que en conjunto con la posibilidad (legal o ilegal), que tiene un constructor de acoger o no los códigos de construcción vigentes, da lugar al uso frecuente de una amplia variedad de agregados en cuanto a sus propiedades mecánicas se refiere.

Para el caso de agregados de buena calidad, son múltiples los estudios que dan cuenta de las características geométricas, físicas y mecánicas mínimas que estos materiales deben tener para poder ser usados en la elaboración de concretos, sin embargo, la existencia de códigos de construcción, no evita que agregados de mala calidad como areniscas y calizas blandas, hayan sido usadas o sigan siendo usadas en la construcción de viviendas, u otro tipo de infraestructura.

La importancia que tiene el estudio de la respuesta mecánica de concretos elaborados con agregados de mala calidad, se hace clara, por ejemplo, al tratar de definir el daño que en un escenario post-sismo, tendría una vivienda elaborada con agregados de mala calidad, al realizar evaluaciones de vulnerabilidad y reforzamiento de edificaciones existentes, etc.

Teniendo en cuenta lo anterior, el presente Capítulo se enfoca en la simulación de ensayos de compresión confinada, sobre cilindros de concreto simple a escala mesoscópica, donde el agregado esférico es más débil que el mortero.

Las simulaciones se realizaron en ANSYS APDL, representando el comportamiento de cada material con el modelo de Microplanos. Las propiedades mecánicas y los parámetros numéricos del mortero, la arenisca y la caliza blanda utilizados, son los definidos en el Capítulo 6. Las condiciones de frontera para la simulación del ensayo de compresión confinada, son las descritas en el Capítulo 4.

7.1 Propiedades mecánicas y parámetros de los materiales

Las propiedades mecánicas y los parámetros del mortero, la arenisca y la caliza blanda, se presentan en las Tablas 7-1, 7-2 y 7-3, respectivamente. Tales parámetros se introducen al modelo de Microplanos de cada uno de los materiales definidos en la simulación con el método de los elementos finitos.

Tabla 7-1: Parámetros calibrados para el mortero - Microplanos, ANSYS APDL.

Parámetro	E (GPa)	ν	f_{uc} (MPa)	f_{bc} (MPa)	f_{ut} (MPa)	σ_V^C (MPa)	R
Valor	25	0.2	35	45	5.81	-52.5	2

Parámetro	D (MPa)	R_T	γ_{t0}	γ_{c0}	β_t	β_c	C (m ²)	m
Valor	4×10^4	1	0	2×10^{-6}	4×10^3	2.5×10^3	2×10^{-5}	2.5

Fuente: El Autor.

Tabla 7-2: Parámetros calibrados para la arenisca blanda - Microplanos, ANSYS APDL.

Parámetro	E (GPa)	ν	f_{uc} (MPa)	f_{bc} (MPa)	f_{ut} (MPa)	σ_V^C (MPa)	R
Valor	6.2	0.2	33	36	3.3	-49.5	2

Parámetro	D (MPa)	R_T	γ_{t0}	γ_{c0}	β_t	β_c	C (m ²)	m
Valor	1	1	0	2×10^{-6}	4×10^3	2.5×10^3	2×10^{-5}	2.5

Fuente: El Autor.

Tabla 7-3: Parámetros calibrados para la caliza blanda - Microplanos, ANSYS APDL.

Parámetro	E (GPa)	ν	f_{uc} (MPa)	f_{bc} (MPa)	f_{ut} (MPa)	σ_V^c (MPa)	R
Valor	2.7	0.2	4.8	5.52	0.48	-7.2	2

Parámetro	D (MPa)	R_T	γ_{to}	γ_{co}	β_t	β_c	C (m ²)	m
Valor	4	1	0	2×10^{-6}	4×10^3	2.5×10^3	2×10^{-5}	2.5

Fuente: El Autor.

7.2 Malla de elementos finitos

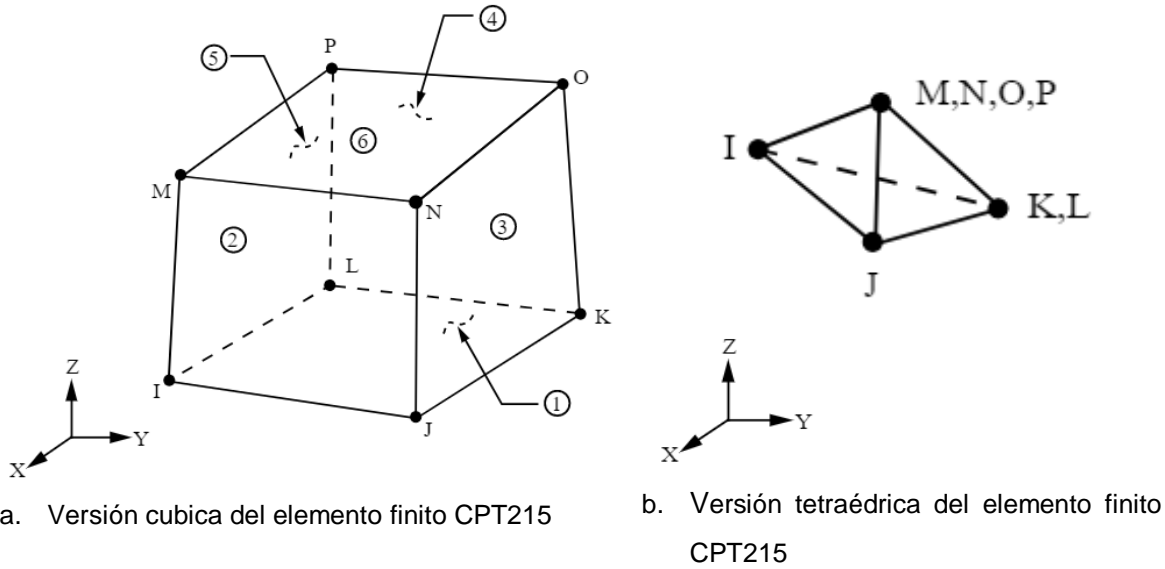
El cilindro se divide en elementos tetraédricos que describen aproximadamente las partículas esféricas de agregado en la matriz de mortero. El número de elementos finitos para cada cilindro y granulometría analizada, se presenta en la Tabla 7-4.

Como fue mencionado en el Capítulo 6, para esta simulación, se empleó la versión tetraédrica del elemento finito CPT215 de ANSYS APDL, el cual es un elemento tridimensional y solido de 8 nodos, capaz de modelar fenómenos físicos acoplados y problemas estructurales de regularización implícita del gradiente usando campos no locales. Este elemento puede tener los siguientes grados de libertad en cada uno de los ocho nodos que lo componen:

- Translación en dirección x, y, z
- Presión de poros (PRES)
- Temperatura (TEMP)
- Valores de campo no local (GFV1, GFV2)

El elemento finito CPT215 tiene capacidades elásticas, de rigidización por esfuerzos, grandes deflexiones, y grandes deformaciones. La representación gráfica de este elemento se muestra en la Figura 7-1, y su versión tetraédrica en la Figura 7-1 b. Adicionalmente, las razones para la selección de este elemento finito, se basan en las recomendaciones de ANSYS APDL, y la selección de su forma tetraédrica, busca la mejor representación geometría del cilindro de concreto a escala mesoscópica, con el menor número de elementos finitos posible.

Figura 7-1: Representación gráfica del elemento finito CPT215, en su versión: a) cubica y b) tetraédrica.



Fuente: Imágenes tomadas de ANSYS APDL.

Tabla 7-4: Elementos finitos obtenidos en ANSYS APDL, para cada granulometría evaluada. EF CPT215.

Granulometría	G1	G2	G3	G4	G5	G6	G7	G8	G9	G10
Número de elementos finitos	212796	232320	217291	232519	233607	219215	219521	223933	213226	231415

Granulometría	G11	G12	G13	G14	G15	G16	G17	G18	G19	G20
Número de elementos finitos	221492	213181	225853	214006	218983	232984	238800	233161	225954	227552

Fuente: El Autor

Algunas de las granulometrías listadas en la Tabla 7-4, se ilustran en la Figura 3-3.

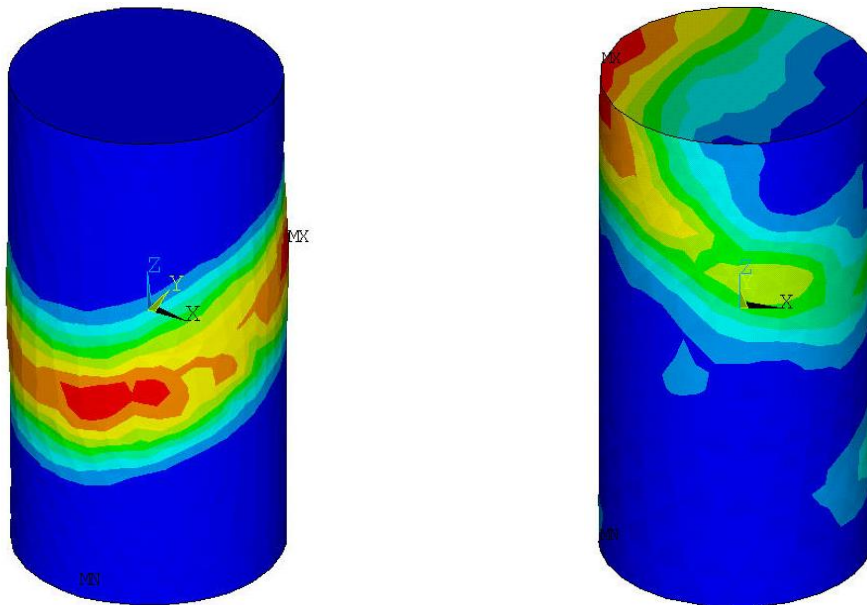
7.3 Simulación del concreto simple en escala mesoscópica

A partir de los parámetros calibrados para el mortero, y el agregado, se realizó la simulación del ensayo de compresión inconfiada de un cilindro de concreto, usando el

modelo de Microplanos y la geometría a escala mesoscópica para cada una de las 20 granulometrías generadas por el algoritmo presentado en el Capítulo 3, con el cual se insertan y ubican partículas esféricas al interior de un volumen de control cilíndrico. Se simularon dos tipos de concreto, uno con agregados de arenisca blanda y otro con caliza blanda.

En todas las simulaciones, se observó un plano de falla inclinado respecto a la horizontal, sin embargo, la ubicación de dicho plano no es única, pues puede localizarse en la zona central de la muestra, o cerca a sus extremos. La Figura 7-2 ilustra la concentración de la deformación principal mayor sobre la superficie del cilindro, la cual representa los posibles planos de fisuración.

Figura 7-2: Distribución de la deformación principal mayor, cuya concentración indica la zona de fisuración: a). Fisura que no intercepta los apoyos – Falla Tipo A, y b) Fisura que intercepta los apoyos - Falla Tipo B.



a. Fisura que no intercepta los apoyos
Falla Tipo A

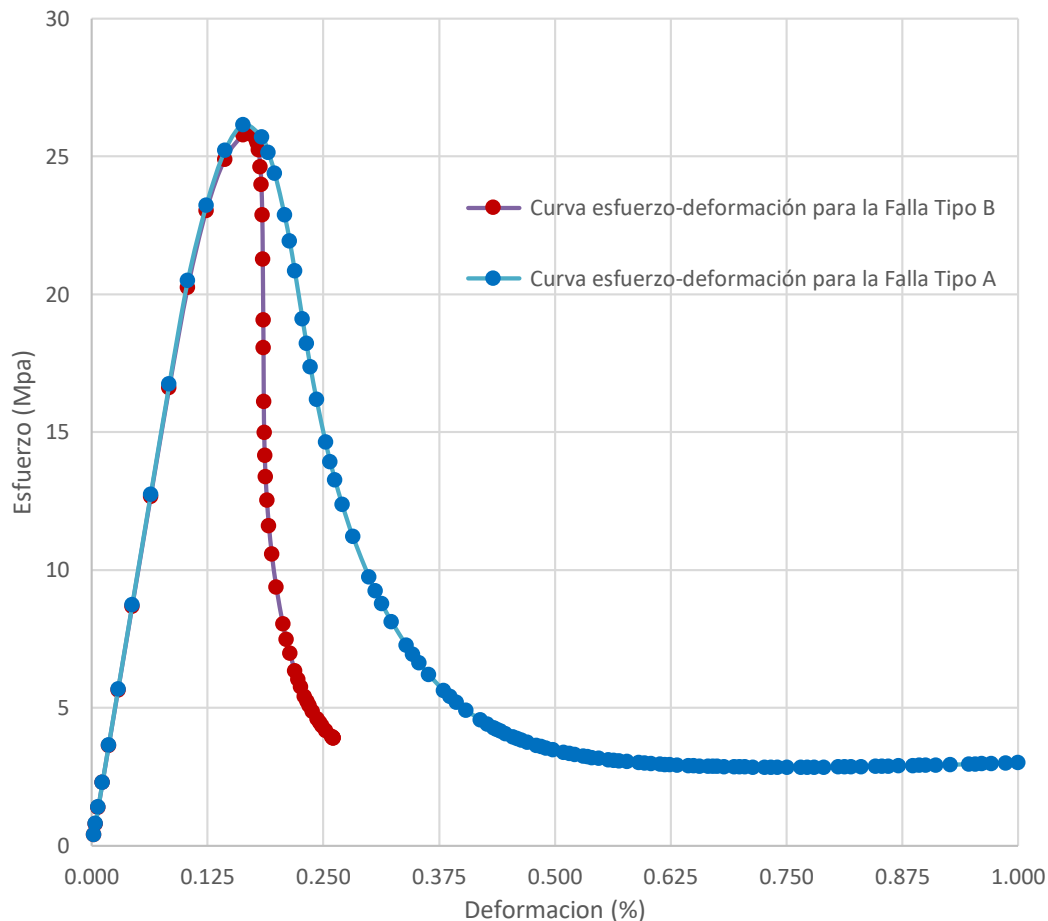
b. Fisura que intercepta los apoyos
Falla Tipo B.

Fuente: El Autor.

La superficie de falla que no intercepta los apoyos, se identifica como Tipo A, y la superficie de falla que intercepta los apoyos se identifica como Tipo B. A nivel macroscópico, y para

cada tipo de falla, se obtiene una curva esfuerzo axial vs deformación axial principal mayor típica, como se muestra a continuación en la Figura 7.3. Esta tendencia se observa para concretos elaborados con agregados de arenisca blanda, o concretos elaborados con agregados de caliza blanda.

Figura 7-3: Curva esfuerzo axial vs deformación axial principal mayor típica para fallas tipo A y fallas tipo B. Resultados obtenidos a partir de la granulometría G20 para la falla Tipo A, y la granulometría G2 para la falla Tipo B.



Fuente: El Autor.

Como puede observarse en la Figura 7.3, la curva esfuerzo-deformación pos-pico para una falla tipo B, presenta una caída abrupta en su ductilidad y resistencia en relación con la curva esfuerzo-deformación para una falla tipo A. Para comprender las razones por las cuales se da este comportamiento, debe recordarse que los nodos de la malla de elementos finitos contenidos en el plano que representa el apoyo, no ofrecen resistencia al desplazamiento radial, y que, para un mismo cilindro de concreto, la superficie de falla

que se genera al sobrepasar el pico de la curva esfuerzo-deformación, presentara mayor resistencia para la falla tipo A o B que tenga el mayor tamaño.

En la Figura 7-2 puede observarse que el recorrido de la superficie de falla Tipo B, se ve truncado por el apoyo, y que la inclinación del plano de falla tipo A o B, es cercana a los 45°. Con esta información en mente, puede entenderse que la superficie de falla Tipo B, tenga un menor tamaño que la superficie de falla Tipo A, y que por tanto desarrolle menor resistencia. Visto de otra manera, podría pensarse que la superficie de falla Tipo B no es truncada por el apoyo, sino que la condición de frontera impuesta cambia su ruta, haciendo que parte del plano de menor resistencia que la representa, se desarrolle en el mismo plano del apoyo, que como ya ha sido mencionado, tiene una resistencia radial nula, lo que de igual manera da lugar a una menor resistencia global de la superficie falla Tipo B, en relación con la superficie de falla Tipo A.

Teniendo en cuenta lo anterior, puede entenderse porque los resultados obtenidos en las simulaciones de ensayos de compresión inconfiada que dan lugar a fallas Tipo A, no pueden ser comparados con los resultados de simulaciones donde se desarrollan fallas Tipo B, y que estas últimas no representan un caso real de aplicación, ya que la resistencia al cortante radial en el apoyo es nula.

En la Tabla 7-5 se presenta el listado de ensayos para los cuales se obtuvo falla Tipo A y Falla Tipo B.

Tabla 7-5: Granulometrías para las cuales se obtiene falla Tipo A o falla Tipo B, en ensayos de compresión inconfiada sobre cilindros de concreto compuesto por mortero y agregado pétreo.

Tipo de concreto	Tipo de Falla	Granulometría de la simulación
Concreto compuesto por mortero y arenisca	Falla tipo A	G3, G5, G6, G9, G11, G12, G19 , G20
	Falla tipo B	G1,G2,G4,G7,G8,G10,G13,G14,G15,G16,G17,G18

Tabla 7-5: (Continuación)

Tipo de concreto	Tipo de Falla	Granulometría de la simulación
Concreto compuesto por mortero y caliza	Falla tipo A	G3, G5, G6, G9, G11, G12, G20
Concreto compuesto por mortero y caliza	Falla tipo B	G1, G2, G4, G7, G8, G10, G13, G14, G15, G16, G17, G18, G19

Fuente: El Autor.

El primer aspecto que resalta de la Tabla 7-5, es que, para una granulometría dada, se obtiene el mismo tipo de falla sin importar si el agregado es caliza o arenisca, a excepción de la granulometría G19, para la cual se obtuvo falla Tipo A en el concreto compuesto por mortero y arenisca, y falla Tipo B en el concreto compuesto por mortero y caliza. Se aclara que, en el caso específico del concreto compuesto por mortero y arenisca que es simulada con base en la granulometría G19, la superficie de falla se acerca bastante al apoyo, pero no logra interceptarlo.

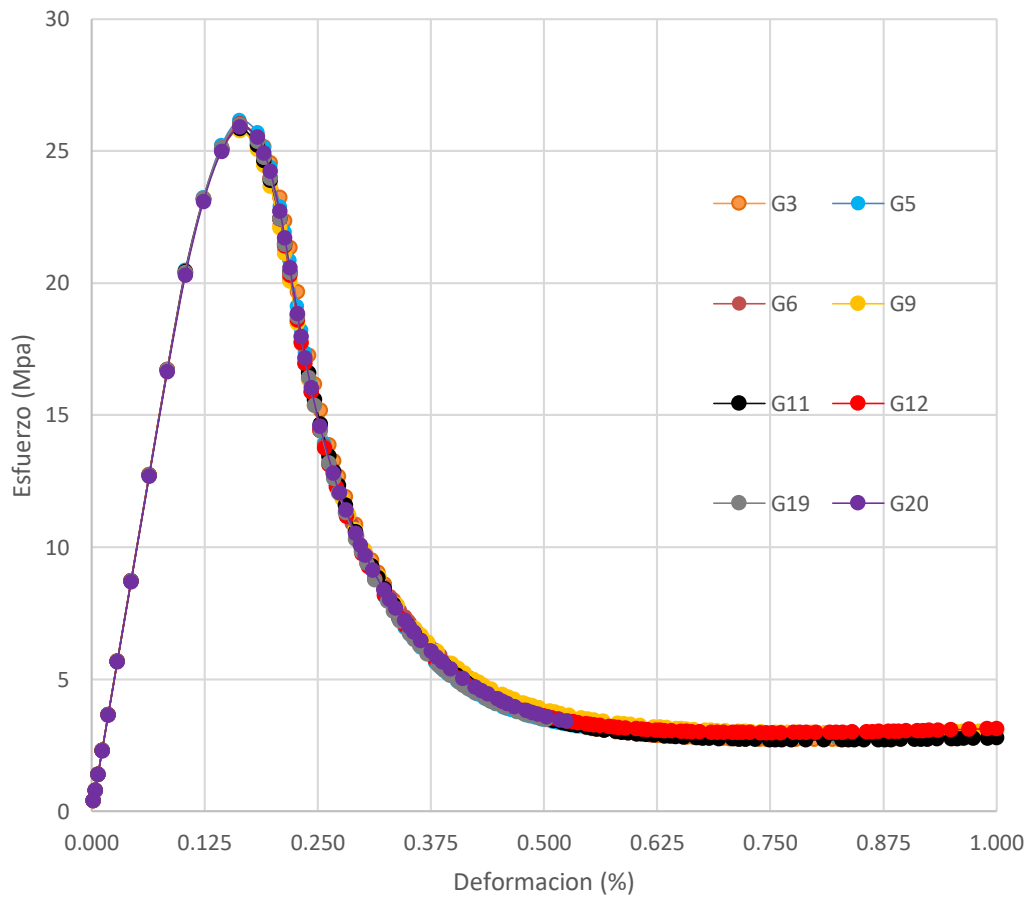
Retomando las características de las muestras evaluadas en el Capítulo 4, se recuerda que el porcentaje de agregado corresponde a un valor fijo del 20% respecto al volumen total de la muestra, que el tamaño del cilindro es fijo, que las condiciones de frontera son fijas, que las propiedades de cada fase o componente del concreto simple son fijas, que la forma de las partículas es la más simple disponible, y que el tamaño de agregados se limita al rango comprendido entre 9.5 mm y 37.5mm. Por otra parte, en las Figuras 7.4 y 7.5 podemos ver que la dispersión de las curvas esfuerzo-deformación para la falla Tipo A es muy baja. En este sentido, puede concluirse que, para las condiciones de apoyo simuladas, y cuando el agregado es más débil que el mortero, la ubicación del agregado al interior del cilindro, es la variable responsable de facilitar el desarrollo de una superficie de falla que intercepte los apoyos.

Otro aspecto a resaltar de los resultados presentados en la Tabla 7-5, es que en promedio 12 de las 20 granulometrías usadas para la simulación de los ensayos de compresión inconfiada sobre cilindros de concreto, dan origen a fallas tipo B. Si esta tendencia se mantiene en pruebas de laboratorio sobre muestras de concreto real, podría esperarse que en la caracterización pos-pico de concretos donde el agregado es más débil que el mortero,

un 60% de los cilindros ensayados presenten fallas Tipo B, que como ha sido expuesto anteriormente no son útiles para la caracterización esfuerzo-deformación pos-pico del concreto.

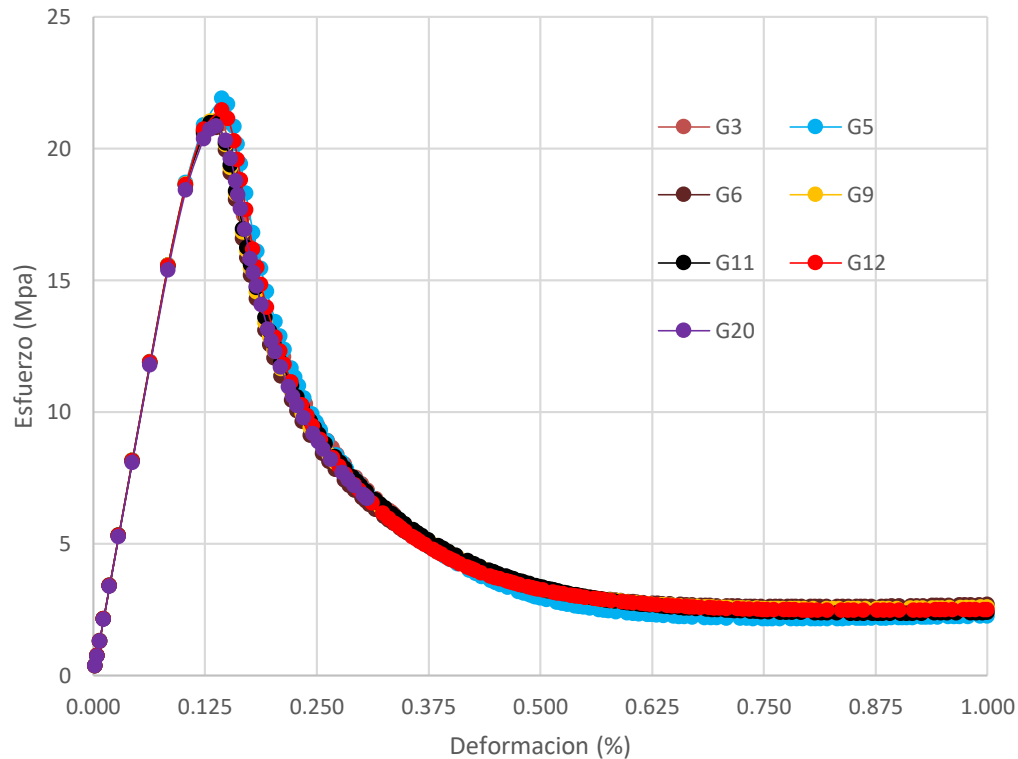
Hasta aquí puede verse que, en las simulaciones realizadas, la variable que genera que la superficie de falla intercepte los apoyos o no, es la ubicación aleatoria de los agregados en el espacio. Por otra parte, en concretos reales, esta variable no puede ser controlada por quien prepara el concreto, ni por un procedimiento de laboratorio impecable, ni con el uso de equipos de laboratorio de última tecnología.

Figura 7-4: Curvas esfuerzo vs deformación de concreto conformado por mortero y arenisca blanda, cuyo plano de falla o fisura es Tipo A. Se presentan resultados para 8 granulometrías.



Fuente: El Autor.

Figura 7-5: Curvas esfuerzo vs deformación de concreto conformado por mortero y caliza blanda, cuyo plano de falla o fisura es Tipo A. Se presentan resultados para 7 granulometrías.



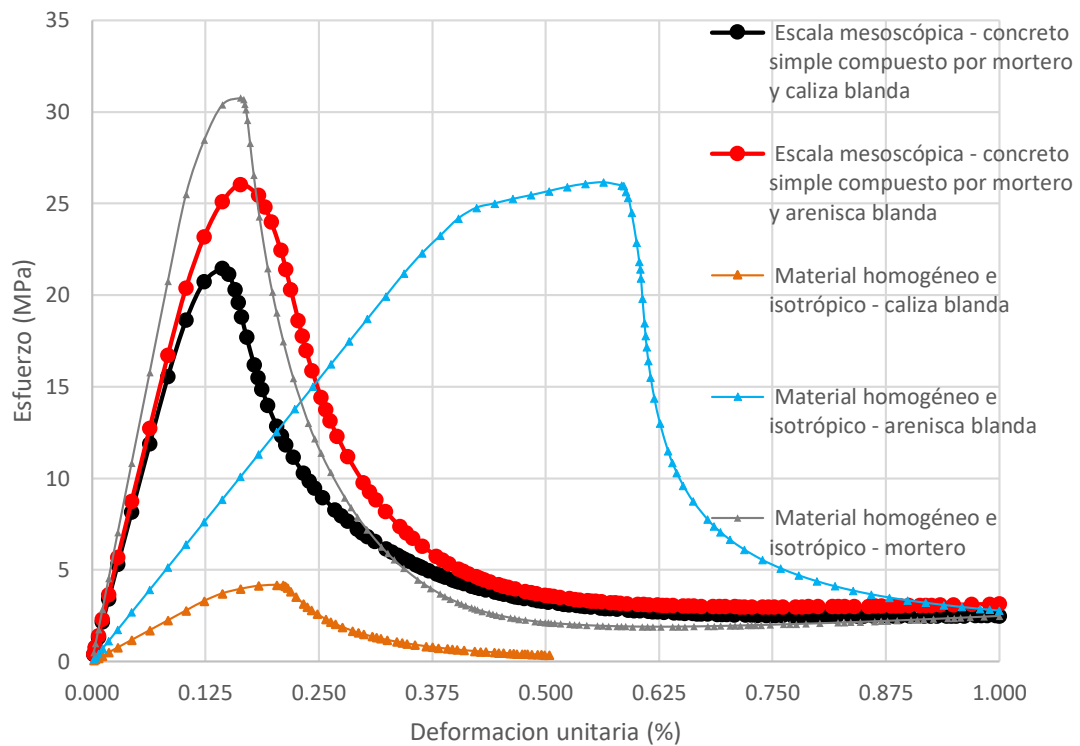
Fuente: El Autor.

Retomando las Figuras 7.4 y 7.5, vemos que las curvas esfuerzo-deformación allí presentadas, no muestran una dispersión significativa, razón por la cual no es necesario realizar un análisis estadístico funcional sobre estos resultados o sobre un número mayor de simulaciones.

Otro aspecto relevante de los resultados a escala macroscópica, se presenta en la Figura 7-6, donde puede observarse que el módulo de elasticidad obtenido en las simulaciones de ensayos de compresión confinada sobre cilindros de concreto compuesto por mortero y agregado tipo arenisca blanda o caliza blanda, se ve poco afectado por el módulo de elasticidad del agregado usado, pues se impone el módulo de elasticidad del mortero.

Otro aspecto visible en las curvas esfuerzo-deformación presentadas en la Figura 7-6, es que, cuando el agregado es menos resistente que el mortero, la resistencia pico del concreto disminuye de una manera no proporcional al cambio en las propiedades de sus componentes, pues para un agregado cuya resistencia es el 94.28% de la resistencia del mortero, se obtiene un concreto compuesto por mortero y agregado, cuya resistencia pico es el 84.24% de la resistencia del mortero. De igual manera, para un agregado cuya resistencia es el 13.71% de la resistencia del mortero, se produce un concreto compuesto por mortero agregado, cuya resistencia pico es el 67.81% de la resistencia del mortero. En cuanto a la ductilidad para los dos concretos estudiados, puede verse que la forma de las curvas esfuerzo-deformación en la etapa pos-pico es similar.

Figura 7-6: Curvas esfuerzo-deformación para el mortero, y para los concretos compuestos por mortero y agregado tipo arenisca y caliza blanda.



Fuente: El Autor.

7.4 Evolución de la deformación y el esfuerzo en simulaciones de ensayos de compresión confinada sobre cilindros de concreto simple a escala mesoscópica

A escala mesoscópica, el concreto simple presenta diversas tendencias de comportamiento, algunas de las cuales han sido incluidas en el Capítulo 2. De acuerdo con los resultados de las simulaciones realizadas, la distribución de esfuerzos y deformaciones al interior de las muestras, sigue los mismos patrones para todos los cilindros de concreto que presentaron falla Tipo A, sin importar las variaciones en la granulometría (para el mismo porcentaje total de agregado), o las diferencias en las propiedades mecánicas de los agregados (caliza blanda y arenisca blanda). Teniendo en cuenta lo anterior, las tendencias en la distribución de esfuerzos y deformaciones, son presentadas con base en los resultados de las simulaciones de ensayos de compresión confinada sobre cilindros de concreto compuesto por mortero y arenisca blanda, cuya distribución granulométrica da origen a fallas Tipo A.

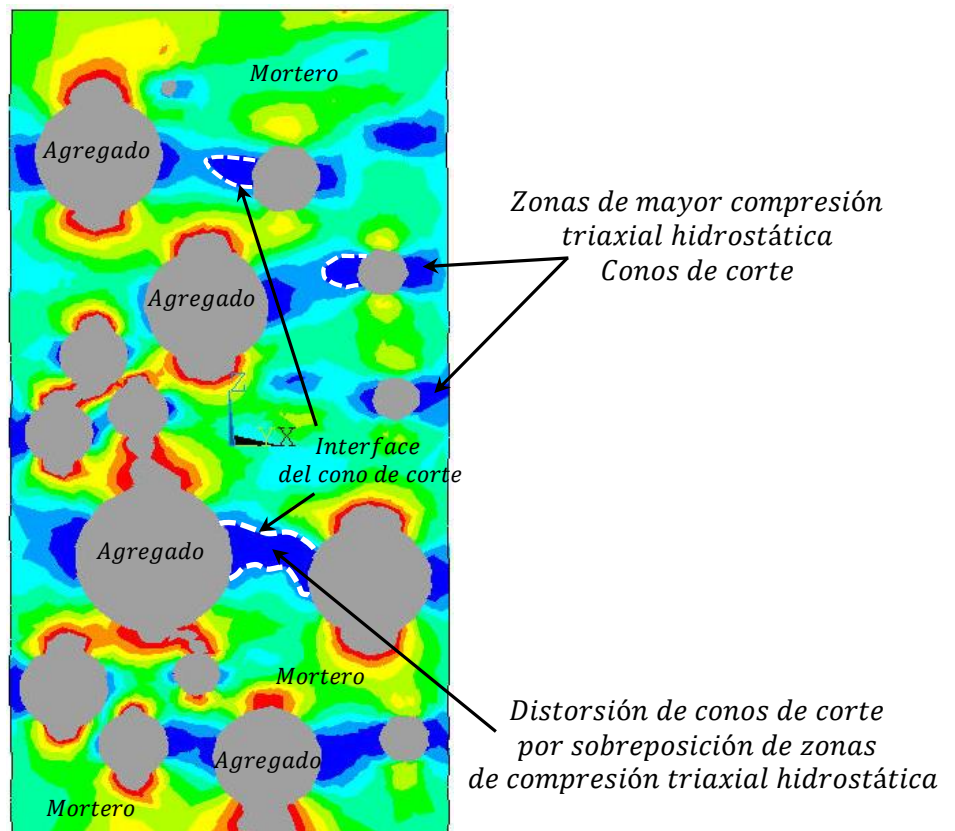
Una de las tendencias de comportamiento que investigadores como J.G.M. van Mier [1], destacan de los resultados obtenidos en ensayos de compresión confinada sobre muestras de concreto compuesto por agregados de mayor rigidez que el mortero circundante, es la existencia de zonas de compresión triaxial hidrostática sobre y bajo los agregados, como se detalla en la Sección 2.5, y en las Figuras 2-1 y 2-2, del Capítulo 2. De acuerdo con J.G.M. van Mier [1], las zonas de compresión triaxial hidrostática están circunscritas por conos de corte en cuya interface tienen origen microfisuras, cuya dirección global de propagación está dada por las ramificaciones que se esquematizan en la Figura 2-2 b. Esta tendencia de comportamiento es importante para estados de carga anteriores al pico de resistencia de la curva esfuerzo-deformación, y en la presente investigación se analiza mediante diagramas del esfuerzo hidrostático actuante en el punto material, el cual es el mismo esfuerzo de compresión triaxial hidrostática descrito J.G.M. van Mier [1].

Tomando por ejemplo un cilindro de concreto cuya geometría a escala mesoscópica está dada por la granulometría G12, procedemos a seleccionar puntos representativos anteriores o cercanos al pico de resistencia de la curva esfuerzo-deformación, que para

esta muestra se presenta en la Figura 7-8. Los puntos seleccionados se identifican en la Figura 7-8, con los números 1, 2, 3, 4, 5, y para cada uno se presenta la distribución del esfuerzo hidrostático sobre el plano que en sentido longitudinal divide al cilindro de concreto en dos partes iguales. Para los puntos 1, 2, 3, 4, 5, se presenta en las Figuras 7-9 a 7-13, la distribución del esfuerzo hidrostático sobre: a). Un corte a través del mortero y el agregado, y b). Sobre un corte solo a través del agregado.

Para comprender la distribución de esfuerzos que se presenta en las Figuras 7-9 a 7-13, y su relación con la dirección de microfisuración, se incluye la Figura 7-7, donde se señalan las zonas de mayor compresión triaxial hidrostática, que definen los conos de corte. También es necesario volver revisar la Figura 2-2.

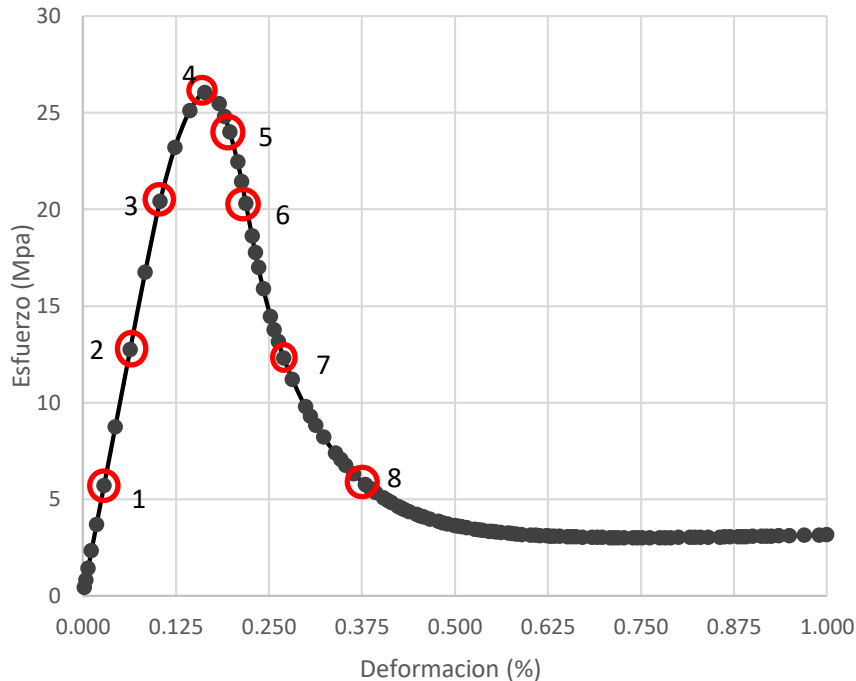
Figura 7-7: Ubicación de zonas de compresión triaxial hidrostática y conos de corte en una sección longitudinal de un cilindro de concreto donde el agregado es menos rígido que el mortero.



Fuente: El Autor.

En la Figura 7-7 se resaltan las zonas de mayor compresión triaxial hidrostática que dan origen a los conos de corte. Estas zonas son las áreas en color azul oscuro, ubicadas en dirección horizontal sobre cada costado de los agregados, los cuales se ubican en las zonas de color gris, no cubiertas por la escala de colores usada para representar la distribución de esfuerzos hidrostáticos, ya que el valor de la variable representada es muy bajo. En esta figura también pueden identificarse las interfaces de los conos de corte, algunas de la cuales delinean conos de corte bien definidos, y otros conos de corte cuya forma presenta distorsión, a causa de la superposición de las zonas de mayor compresión triaxial hidrostática que los generan.

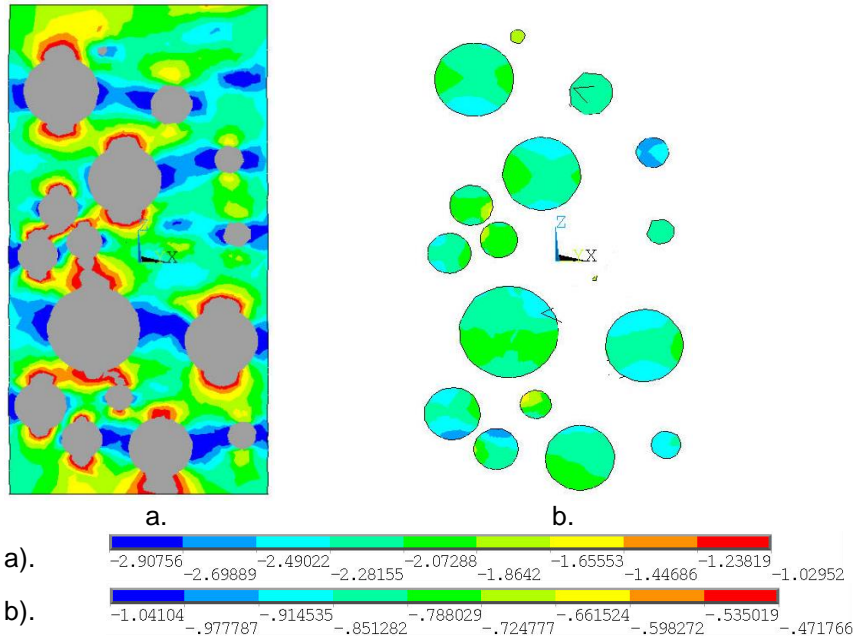
Figura 7-8: Curva esfuerzo-deformación para concreto compuesto por mortero y arenisca blanda. Ensayo de compresión inconfiada – Granulometría G12.



Fuente: El Autor.

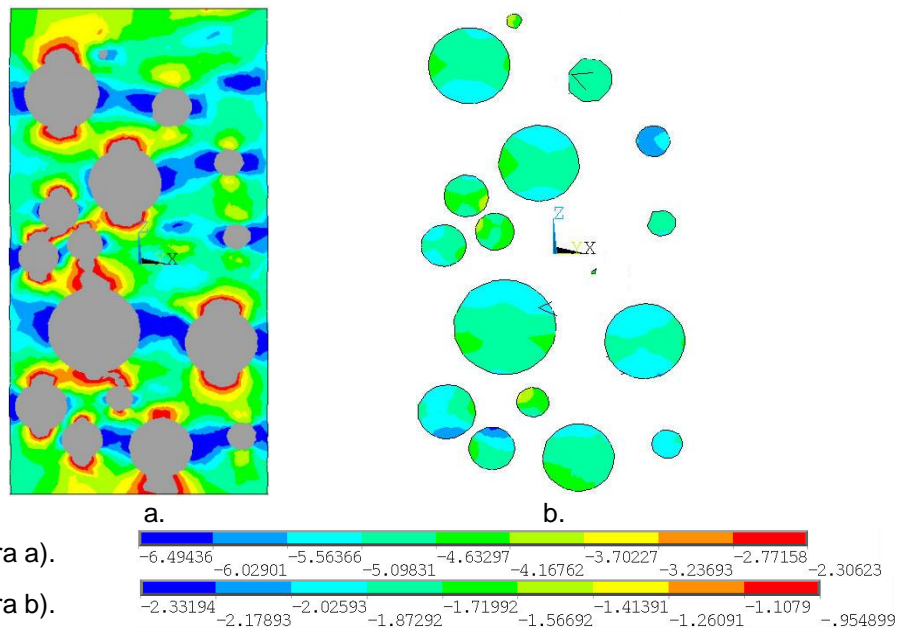
Es importante aclarar que los resultados obtenidos se consideran válidos para los estados de carga iguales o anteriores al punto 7 indicado en la Figura 7-8, ya que para estados de carga cercanos o superiores al punto 8, se presentan valores positivos del esfuerzo hidrostático actuante en diferentes zonas de los cilindros de concreto simulados, situación que se considera no representativa de la distribución de esfuerzos en un ensayo de compresión inconfiada.

Figura 7-9: Para el punto 1, distribución de: a). Esfuerzo hidrostático sobre un corte a través del mortero y agregado, b). Esfuerzo hidrostático sobre un corte a través del agregado.



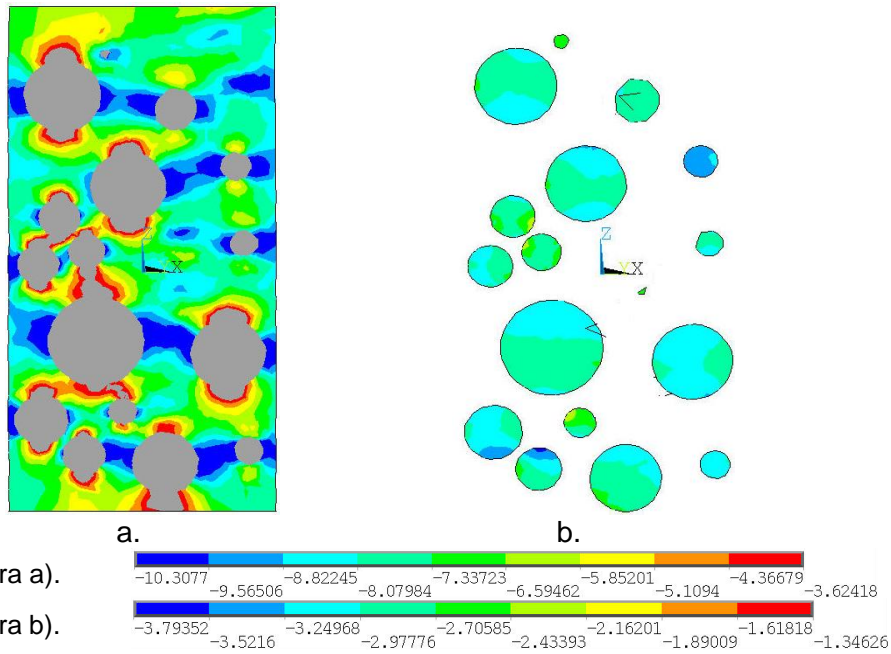
Fuente: El Autor.

Figura 7-10: Para el punto 2, distribución de: a). Esfuerzo hidrostático sobre un corte a través del mortero y agregado, b). Esfuerzo hidrostático sobre un corte a través del agregado.



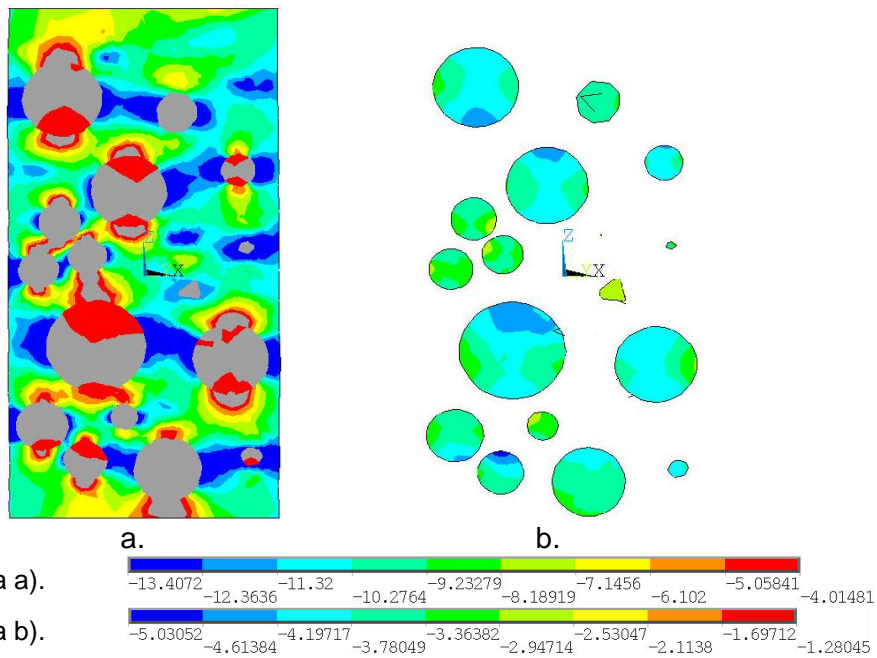
Fuente: El Autor.

Figura 7-11: Para el punto 3, distribución de: a). Esfuerzo hidrostático sobre un corte a través del mortero y agregado, b). Esfuerzo hidrostático sobre un corte a través del agregado.



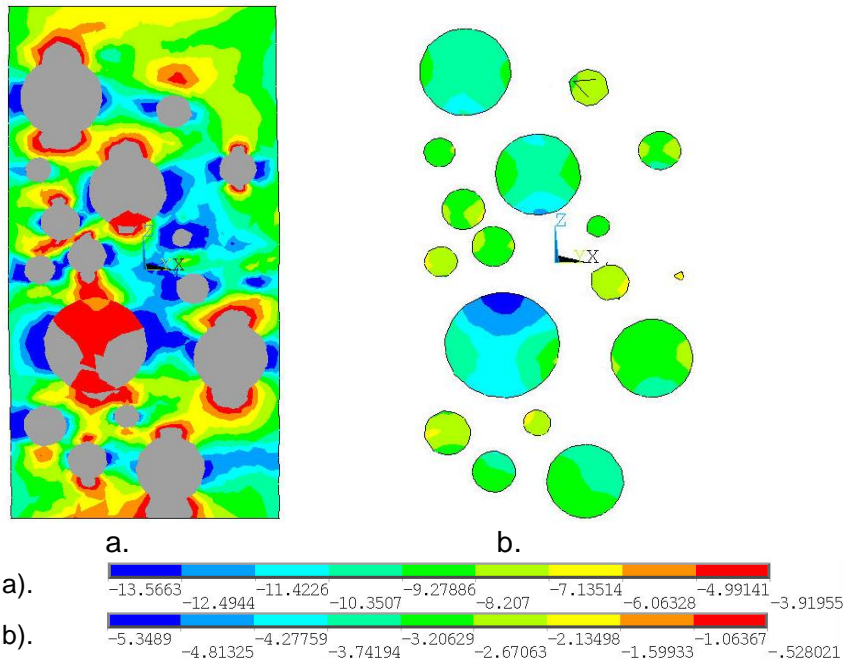
Fuente: El Autor.

Figura 7-12: Para el punto 4, distribución de: a). Esfuerzo hidrostático sobre un corte a través del mortero y agregado, b). Esfuerzo hidrostático sobre un corte a través del agregado.



Fuente: El Autor.

Figura 7-13: Para el punto 5, distribución de: a). Esfuerzo hidrostático sobre un corte a través del mortero y agregado, b). Esfuerzo hidrostático sobre un corte a través del agregado.



Fuente: El Autor.

Al revisar las Figuras 7-9 a 7-13, podemos notar que las zonas de mayor compresión triaxial hidrostática descritas por J.G.M. van Mier [1], en ensayos de compresión inconfiada donde el agregado es más rígido que el mortero, también pueden identificarse en las simulaciones de ensayos de compresión inconfiada sobre concretos donde el agregado es menos rígido que el mortero. Para este último caso, las zonas de mayor compresión triaxial hidrostática se ubican a los costados del agregado, y están presentes desde las primeras etapas de carga (por ejemplo, el punto 1 en las Figuras 7-8 y 7-9), e incluso son visibles después que se ha sobrepasado el pico de resistencia (por ejemplo, el punto 5 en las Figuras 7-8 y 7-13).

Las zonas de mayor compresión triaxial hidrostática visibles en las Figuras 7-9a, 7-10a, 7-11a, 7-12a, y representativas de los estados de carga 1, 2, 3, 4 en la Figura 7-8, tienen un esfuerzo hidrostático que en promedio es un 48% mayor que el esfuerzo promedio aplicado sobre las caras externas del cilindro de concreto en la simulación del ensayo de compresión inconfiada. Esta relación se incrementa cuando se ha sobrepasado el pico

de resistencia, llegando a ser un 63% mayor para el punto 5, e incluso un 367% mayor para el punto 6 de la Figura 7-8.

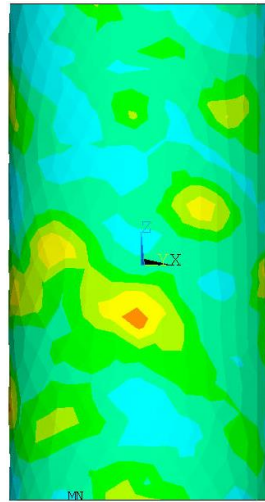
Hasta este punto podemos notar que las zonas de máxima compresión triaxial hidrostática, en etapas de carga anteriores o muy cercanas al pico de resistencia, no presentan variaciones significativas en su forma, área u orientación, y que la magnitud del esfuerzo hidrostático actuante, es un múltiplo aproximadamente fijo del esfuerzo promedio aplicado en las caras externas del cilindro de concreto. Con base en esta información, puede verse que las microfisuras que tienen origen en las interfaces de los conos de corte, no presentan variación en su dirección conforme avanza el proceso de carga. Para el caso particular de las simulaciones realizadas, esto permite explicar la razón física por la cual el plano de falla es inclinado. Por otra parte, al tener en cuenta la naturaleza homogénea e isotrópica del mortero y el agregado como materiales independientes, puede verse que la dirección de la falla depende solo de la relación de módulos $Rm = E_a/E_m$, que fue presentada en la Sección 2.1.

En cuanto al esfuerzo hidrostático actuante en los agregados, en las Figuras 7-9b, 7-10b, 7-11b, 7-12b, puede observarse que su valor es bajo respecto a los valores registrados en el mortero circundante, que su variación no es fuerte, y que en su interior no se desarrollan conos de corte. La deformación principal mayor ε_1 permite identificar rasgos de comportamiento, como por ejemplo, bandas de acumulación de deformación en etapas de carga post-pico, que como ya ha sido mencionado, pueden relacionarse con las rutas seguidas por la fisuración a escala macroscópica. La evolución de la deformación principal mayor ε_1 , se presenta a continuación en la Figura 7-14, con 3 ejemplos para etapas de cargas anteriores al pico de resistencia (puntos 2, 3, 4 de la Figura 7-8), y 3 ejemplos para etapas de carga posteriores al pico de resistencia (puntos 5, 6, 7 de la Figura 7-8). El primer rasgo que resalta al revisar la Figura 7-14, es que la distribución de la deformación sigue dos patrones claramente diferenciables. En las etapas de carga anteriores al pico de resistencia, la distribución de la deformación principal mayor ε_1 es uniforme en todo el cilindro de concreto, y no existen zonas donde se presenten grandes concentraciones de deformación. Por el contrario, en las etapas de carga posteriores al pico de resistencia, se desarrolla una banda de acumulación de deformación claramente diferenciable y conforme avanza el proceso de carga, la deformación se incrementa en esta banda, pero disminuye en las demás zonas del cilindro de concreto.

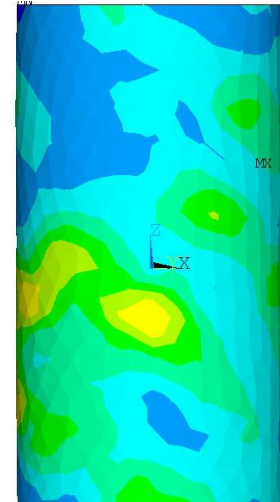
Figura 7-14: Distribución de la deformación principal mayor ϵ_1 , Para: a). Punto 2 de la Figura 7-8, b). Punto 3 de la Figura 7-8, c). Punto 4 de la Figura 7-8, d). Punto 5 de la Figura 7-8, e). Punto 6 de la Figura 7-8, f). Punto 7 de la Figura 7-8.



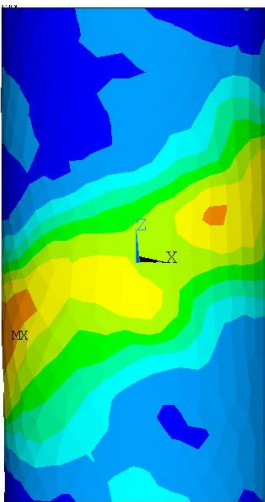
a. Deformación principal mayor ϵ_1 - Punto 2 de la Figura 7-8



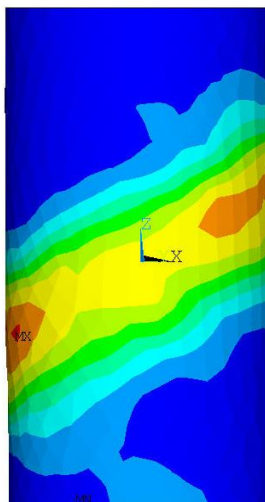
b. Deformación principal mayor ϵ_1 - Punto 3 de la Figura 7-8



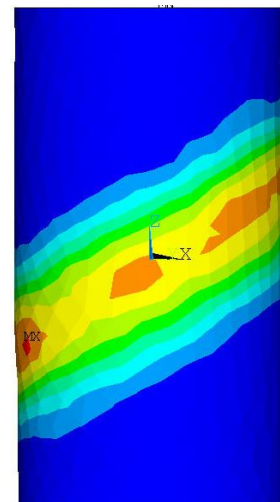
c. Deformación principal mayor ϵ_1 - Punto 4 de la Figura 7-8



d. Deformación principal mayor ϵ_1 - Punto 5 de la Figura 7-8



e. Deformación principal mayor ϵ_1 - Punto 6 de la Figura 7-8

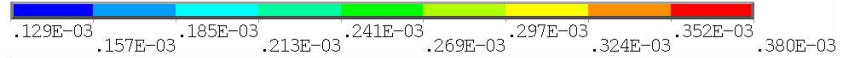


f. Deformación principal mayor ϵ_1 - Punto 7 de la Figura 7-8

Escala figura a).



Escala figura b).



Escala figura c).



Escala figura d).



Escala figura e).



Escala figura f).

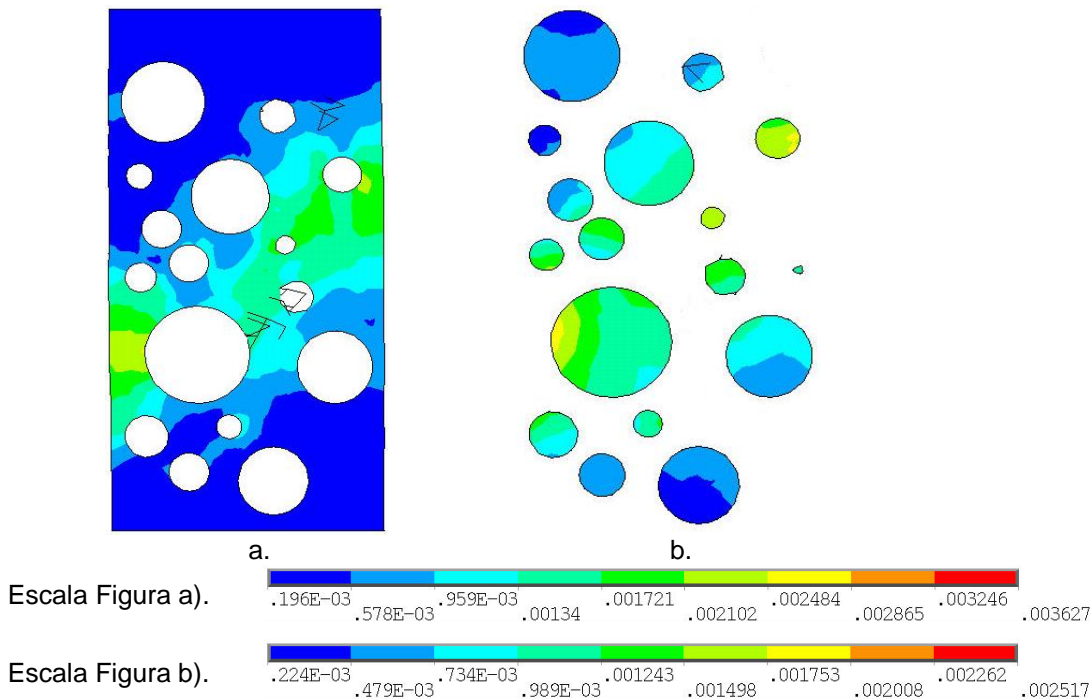


Fuente: El Autor.

Para verificar si la superficie de falla se desarrolla a través del mortero y el agregado, se verifica la distribución de la deformación principal mayor ε_1 en algunos cortes de los cilindros de concreto simulados. Para esto se toma como ejemplo, los estados de carga representados por los puntos 5, 6 y 7 de la Figura 7-8, y las curvas esfuerzo-deformación para el mortero y la arenisca blanda, que se calibraron en el Capítulo 6, y que se presentan en las Figuras 6-14 y 6-20, respectivamente. La distribución de la deformación principal mayor ε_1 para los puntos 5, 6 y 7 de la Figura 7-8, se presenta en las Figuras 7-15, 7-16 y 7-17, respectivamente.

Como puede verse en la Figura 6-14, la deformación axial a nivel macroscópico en el pico de resistencia para el mortero es 0.0016. Así mismo, la deformación axial macroscópica en el pico de resistencia para la arenisca blanda es de 0.0042, como puede verificarse en la Figura 6-20. En lo referente al valor de la deformación axial macroscópica en el pico de resistencia para el concreto compuesto por mortero y arenisca blanda, dicha deformación tiene un valor de 0.0016 en la Figura 7-4.

Figura 7-15: Distribución de la deformación principal mayor ε_1 , Para: a). El mortero en el punto 5 de la Figura 7-8, b). El agregado en el punto 5 de la Figura 7-8.



Fuente: El Autor.

Figura 7-16: Distribución de la deformación principal mayor ϵ_1 , Para: a). El mortero en el punto 6 de la Figura 7-8, b). El agregado en el punto 6 de la Figura 7-8.

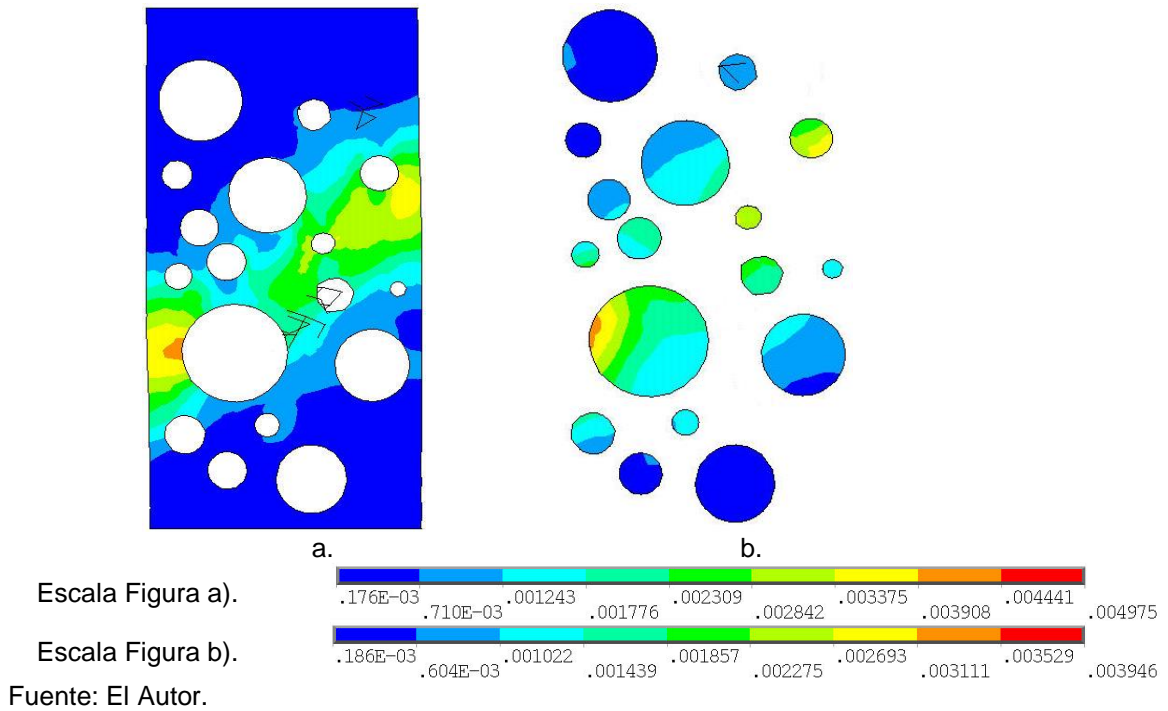
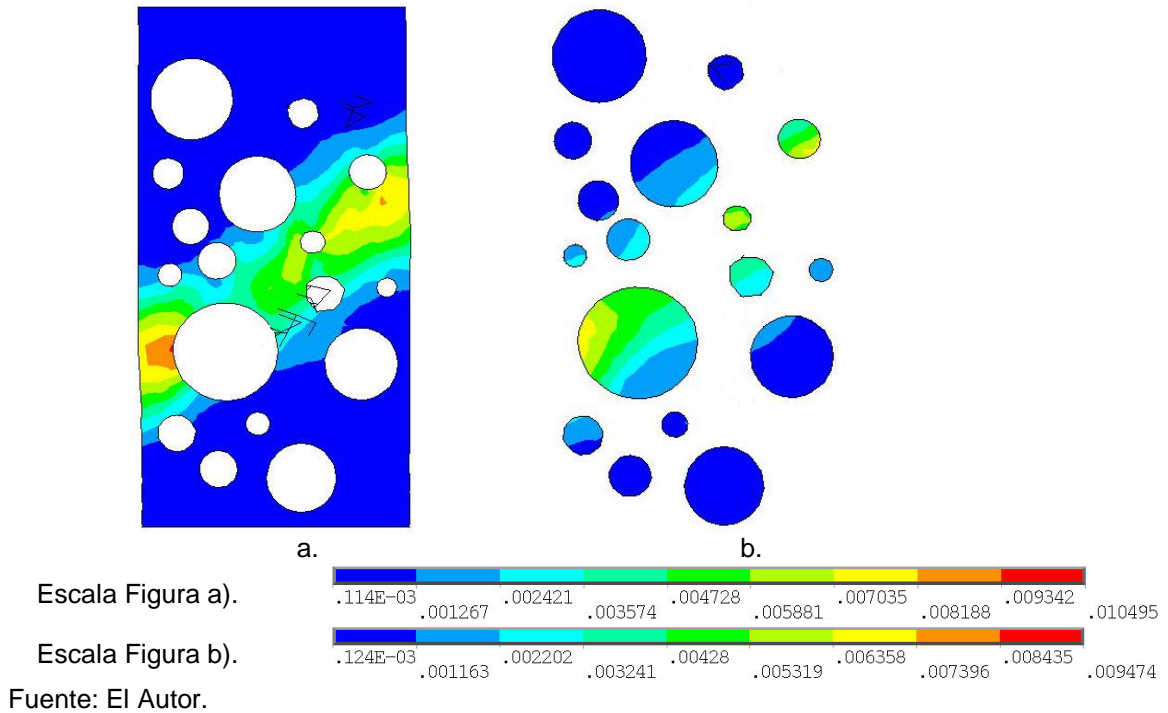


Figura 7-17: Distribución de la deformación principal mayor ϵ_1 , Para: a). El mortero en el punto 7 de la Figura 7-8, b). El agregado en el punto 7 de la Figura 7-8.



El primer aspecto que resalta cuando se compara la deformación axial macroscópica a la que se presenta el pico de resistencia en el concreto compuesto por mortero y arenisca blanda, con la deformación axial macroscópica a la cual ocurre el pico de resistencia en mortero, es que estos dos valores son iguales, y esto se debe a que la resistencia a la compresión simple del mortero, es muy cercana a la resistencia de la arenisca blanda. Lo cual, en combinación con el módulo de elasticidad del concreto, cuyo valor es dominado por el valor del módulo del mortero (Figura 7-6), da lugar a este tipo de comportamiento.

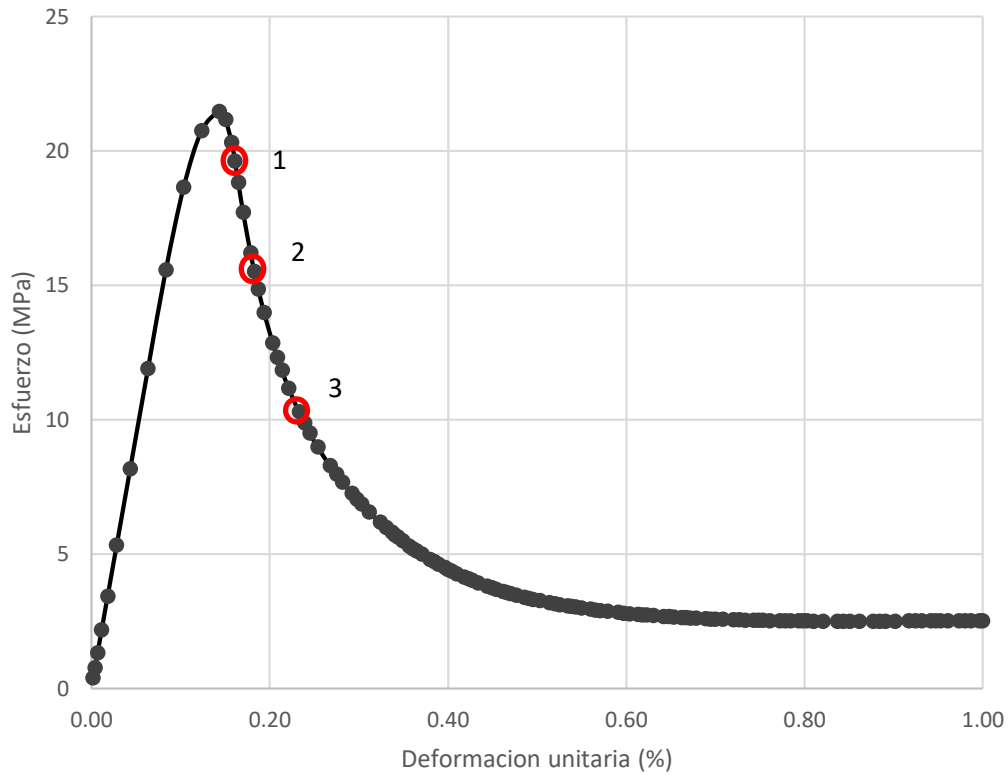
Al revisar las Figuras 7-15a, 7-16a y 7-17a, junto con la curva esfuerzo-deformación presentada en la Figura 7-8, vemos que para el punto 5, ya se ha sobrepasado el pico de resistencia, la muestra ha entrado en la etapa de ablandamiento por deformación, y se ha marcado completamente el plano inclinado sobre el cual se concentra la mayor parte de deformación ε_1 , cuyos valores superan el 0.0016 que es el valor de deformación axial a nivel macroscópico para el cual se genera la fractura del mortero homogéneo e isotrópico en un ensayo de compresión confinada. Es claro que para un material frágil como lo es el concreto compuesto por mortero y agregado, la fractura en el punto 5 ya se ha desarrollado, y también es claro que físicamente es imposible que esta no lo haga a través del mortero, por lo que la pregunta no es si el mortero se ha fracturado o no, sino que le ha ocurrido al agregado.

Con el propósito de dar respuesta a la pregunta planteada en el párrafo anterior, se verifica la concentración de la deformación principal mayor ε_1 en las Figuras 7-15b, 7-16b y 7-17b. En estas figuras puede observarse que la deformación en los agregados para los puntos 5 y 6 de la Figura 7-8, es inferior a 0.0042, que es el valor para el cual se presenta el pico de resistencia en el ensayo de compresión confinada en una muestra de arenisca blanda, y la fractura de la arenisca blanda solo se presenta en las proximidades del punto 7 indicado en la Figura 7-8.

En el concreto compuesto por mortero y caliza blanda, se observan las mismas tendencias de comportamiento ya descritas para el concreto compuesto por mortero y arenisca blanda. Con el propósito de verificar si el agregado se fractura en las simulaciones del ensayo de compresión confinada sobre concreto compuesto por mortero y caliza, se verifica la distribución de la deformación principal mayor ε_1 para los puntos 1, 2 y 3 de la Figura 7-

18. Nuevamente, las simulaciones se realizan para cilindros de concreto cuya geometría a escala mesoscópica está dada por la granulometría G12.

Figura 7-18: Curva esfuerzo-deformación para concreto compuesto por mortero y caliza blanda. Ensayo de compresión confinada – Granulometría G12.



Fuente: El Autor.

En la Figura 7-18, se presenta la curva esfuerzo-deformación para el cilindro de concreto compuesto por mortero y caliza blanda, cuya geometría a escala mesoscópica está dada por la granulometría G12. Con la ayuda de un círculo se señala la ubicación de los puntos o estados de carga para los cuales se presenta la distribución de la deformación principal mayor ε_1 en el mortero y el agregado. Esta distribución de deformaciones se muestra para un corte longitudinal que divide al cilindro de concreto en dos partes iguales, como puede verse en las Figuras 7-19, 7-20 y 7-21.

Figura 7-19: Distribución de la deformación principal mayor ϵ_1 , Para: a). El mortero en el punto 1 de la Figura 7-18, b). El agregado en el punto 1 de la Figura 7-18.

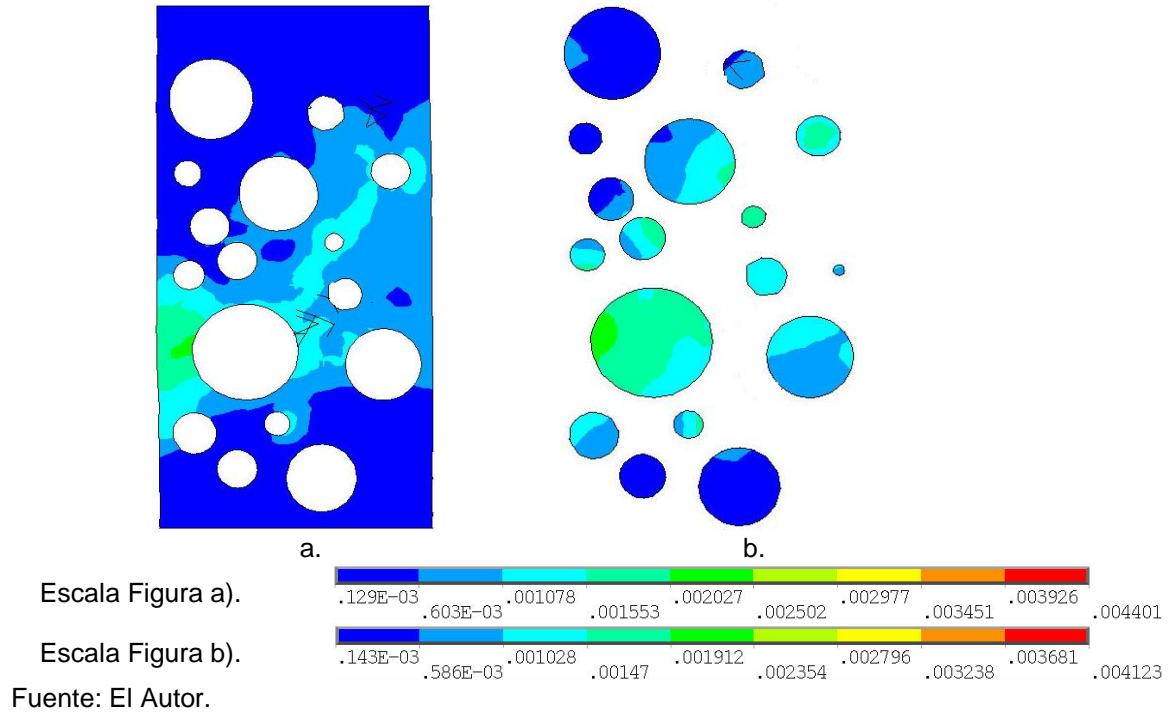


Figura 7-20: Distribución de la deformación principal mayor ϵ_1 , Para: a). El mortero en el punto 2 de la Figura 7-18, b). El agregado en el punto 2 de la Figura 7-18.

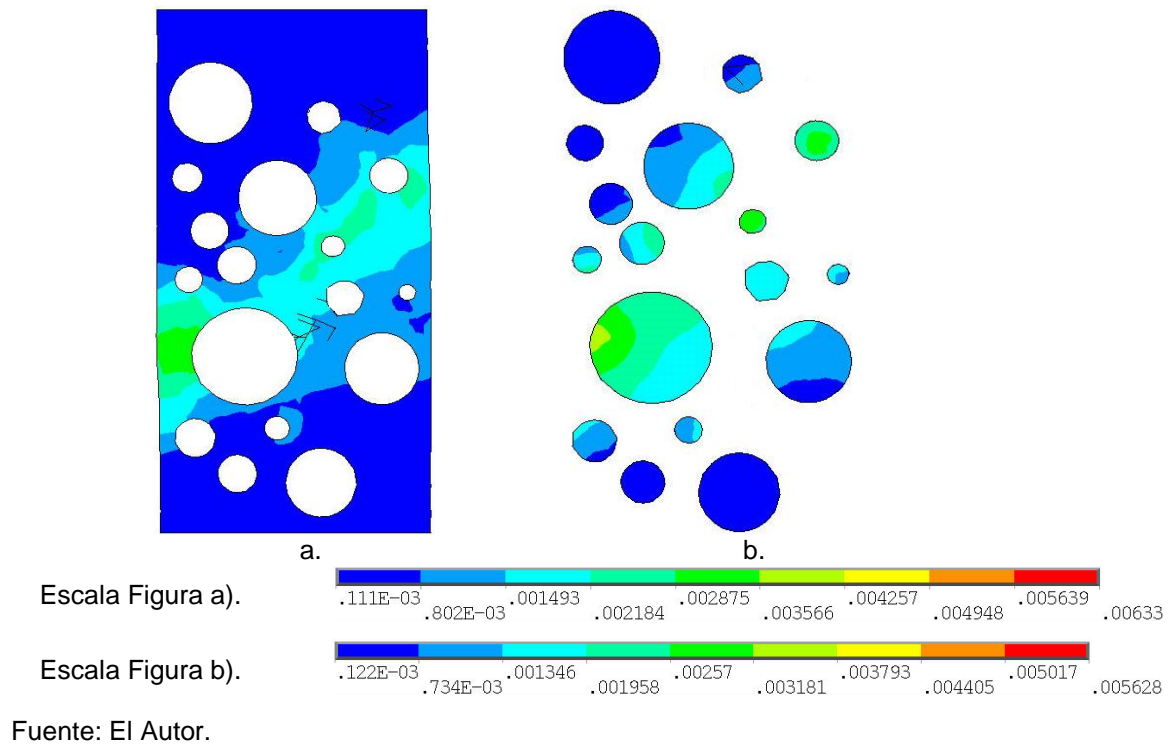
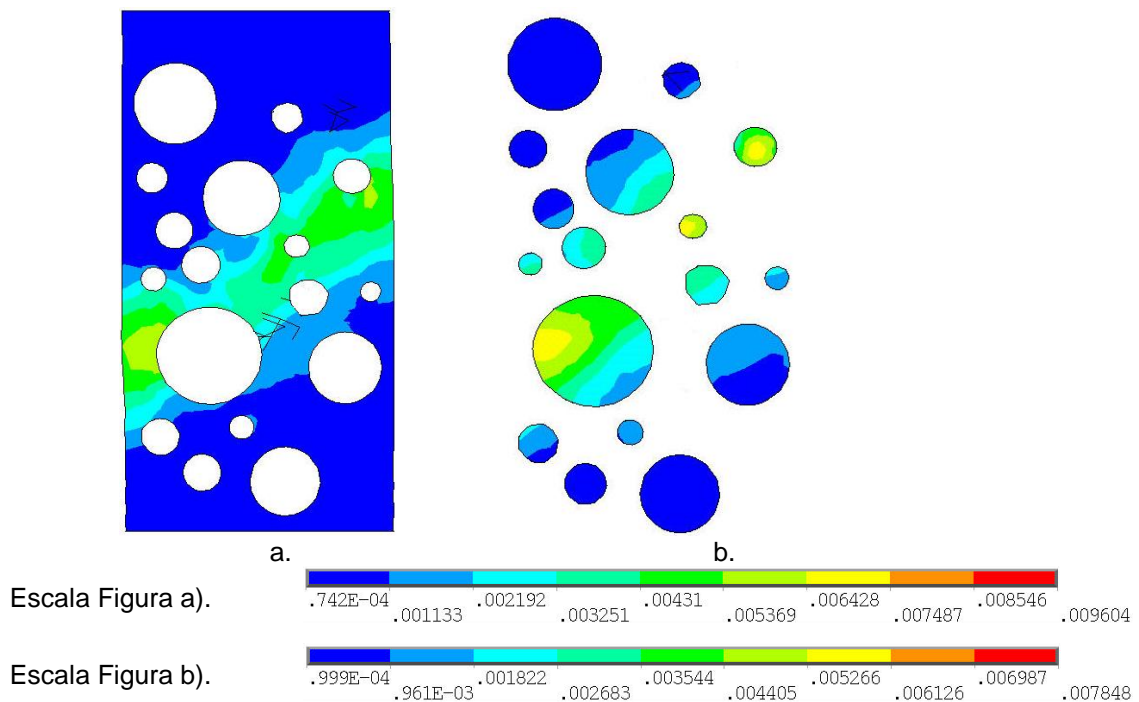


Figura 7-21: Distribución de la deformación principal mayor ϵ_1 , Para: a). El mortero en el punto 3 de la Figura 7-18, b). El agregado en el punto 3 de la Figura 7-18.



Fuente: El Autor.

En la Figura 6-22 del Capítulo 6, se presenta la curva esfuerzo-deformación axial macroscópica para un cilindro de caliza blanda homogénea e isotrópica, cuyo pico de resistencia se da a una deformación de 0.0021. Como ya fue mencionado, el pico de resistencia para el mortero homogéneo e isotrópico es 0.0016 (Figura 6-14). En el caso del concreto compuesto por mortero y caliza blanda, cuya geometría a escala mesoscópica está definida por la granulometría G12, la deformación en el pico de resistencia es 0.00143 como puede verificarse en la Figura 7-18.

En la Figura 7-18, puede notarse que la significativa menor resistencia de la caliza y su bajo módulo de elasticidad, aunque no afectan en mayor medida el módulo elástico del concreto, si disminuyen sustancialmente su resistencia, lo cual trae como consecuencia que la deformación al pico también disminuya. Como puede apreciarse en las Figuras 7-19a, 7-20a y 7-21a, la banda inclinada donde se acumula la deformación para etapas de carga post-pico ya se ha formado en el punto 1 de la Figura 7-18, aunque la fractura del mortero solo se ha presentado en aproximadamente el 20% del recorrido seguido por dicha banda, llegando a ser el 100% en el punto 2 de la Figura 7-18.

En las Figuras 7-19b, 7-20b y 7-21b, puede verse que para el punto 1 de la Figura 7-18, no se presenta fractura del agregado a pesar de que su resistencia es tan solo el 13.71% respecto a la resistencia del mortero. Para los puntos 2 y 3, se observa que los agregados ya han presentado fractura.

De los resultados obtenidos en las simulaciones realizadas, notamos que la fractura del agregado puede presentarse de manera simultánea con la fractura del mortero y que la fisuración de estos dos materiales puede continuar en paralelo hasta lograr formar la banda de deformación principal mayor ε_1 , cuya evolución se ejemplifica en la Figura 7-14. También puede darse que el agregado se fisure varios pasos de carga después de que el mortero ha superado la deformación límite de fisuración.

Para el caso de concretos elaborados con agregados homogéneos e isotrópicos menos rígidos y menos resistentes que el mortero, el agregado pétreo siempre presenta fractura en las etapas de carga post-pico, pero el momento en que se produce dicha fractura, dependerá del valor del módulo de Young y la resistencia a la compresión inconfina del agregado. Es así que, por ejemplo, cuando el agregado tiene un módulo de Young, que es sensiblemente menor al del mortero y su resistencia a la compresión inconfina es cercana a la del mortero, su fisuración o fractura, se presenta en etapas avanzadas de carga post-pico, cuando el mortero ya se ha fisurado en su totalidad.

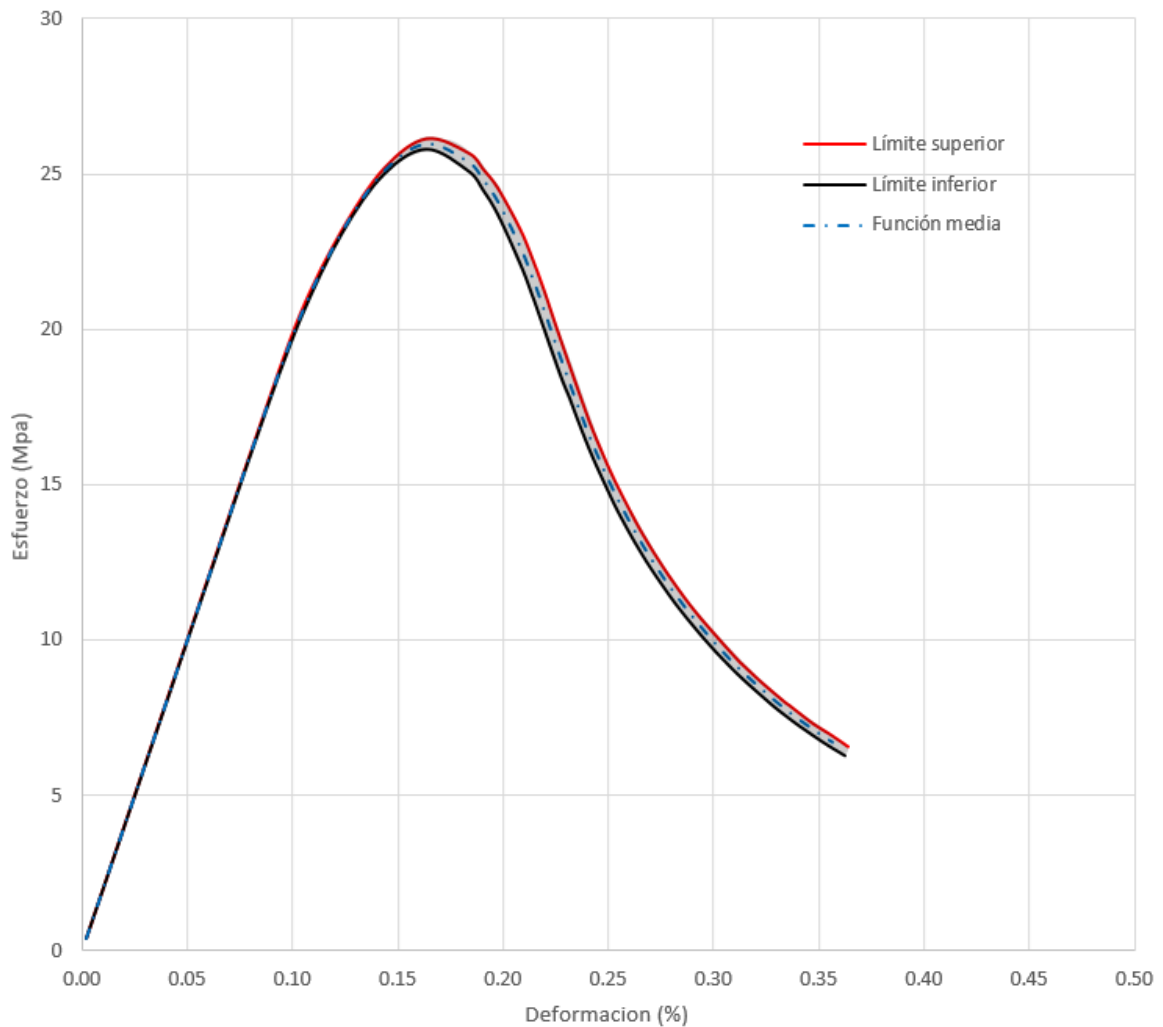
7.5 Intervalos de confianza para las curvas esfuerzo deformación

Como fue mencionado en el numeral 7.4 del presente capítulo, para valores de deformación principal mayor superiores a 0.375% (punto 8 de la Figura 7-8), las curvas esfuerzo-deformación no se consideran representativas del proceso físico analizado, y en consecuencia no se incluyen en el análisis estadístico funcional.

Los intervalos de confianza de las curvas esfuerzo-deformación para un mismo ensayo se obtienen mediante un análisis estadístico funcional simplificado basado en el trabajo de otros autores, Guevara et al. [3], Lamus [4].

En esta tesis se obtuvo el intervalo de confianza de 8 funciones esfuerzo-deformación para concretos con agregados de arenisca blanda, y de 7 funciones esfuerzo-deformación para concretos con agregados de caliza blanda. Inicialmente se obtuvieron los límites superior e inferior de la envolvente de cada población analizada. A continuación, se calculó el intervalo de confianza, como el rango de valores en el interior del 100% de la envolvente, dado que la población es muy baja.

Figura 7-22: Intervalo de confianza para 8 curvas esfuerzo-deformación, obtenidas en simulaciones numéricas de ensayos de compresión inconfiada sobre cilindros de concreto compuestos por mortero y arenisca blanda.

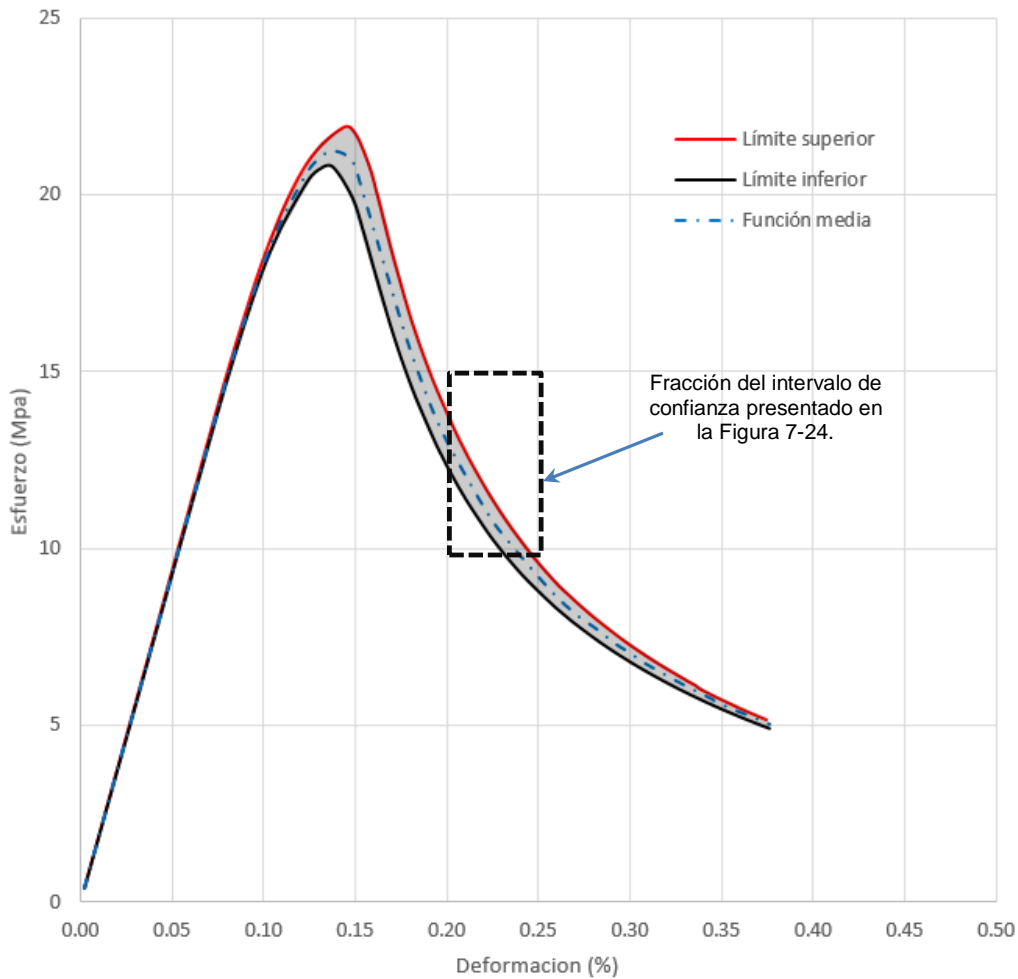


Fuente: El Autor.

En la Figura 7-22, se presenta el límite superior e inferior de la envolvente de las 8 curvas esfuerzo-deformación que presentaron falla tipo A y que fueron obtenidas en las simulaciones de ensayos de compresión inconfiada de cilindros de concreto compuesto por mortero y arenisca blanda. Esta región ubicada entre los límites superior e inferior de la envolvente, representa el intervalo de confianza. La línea punteada central representa la función media de dicha curva.

Para las simulaciones del ensayo de compresión inconfiada del concreto compuesto por mortero y caliza blanda, la envolvente y su función media, se presentan en la Figura 7-23.

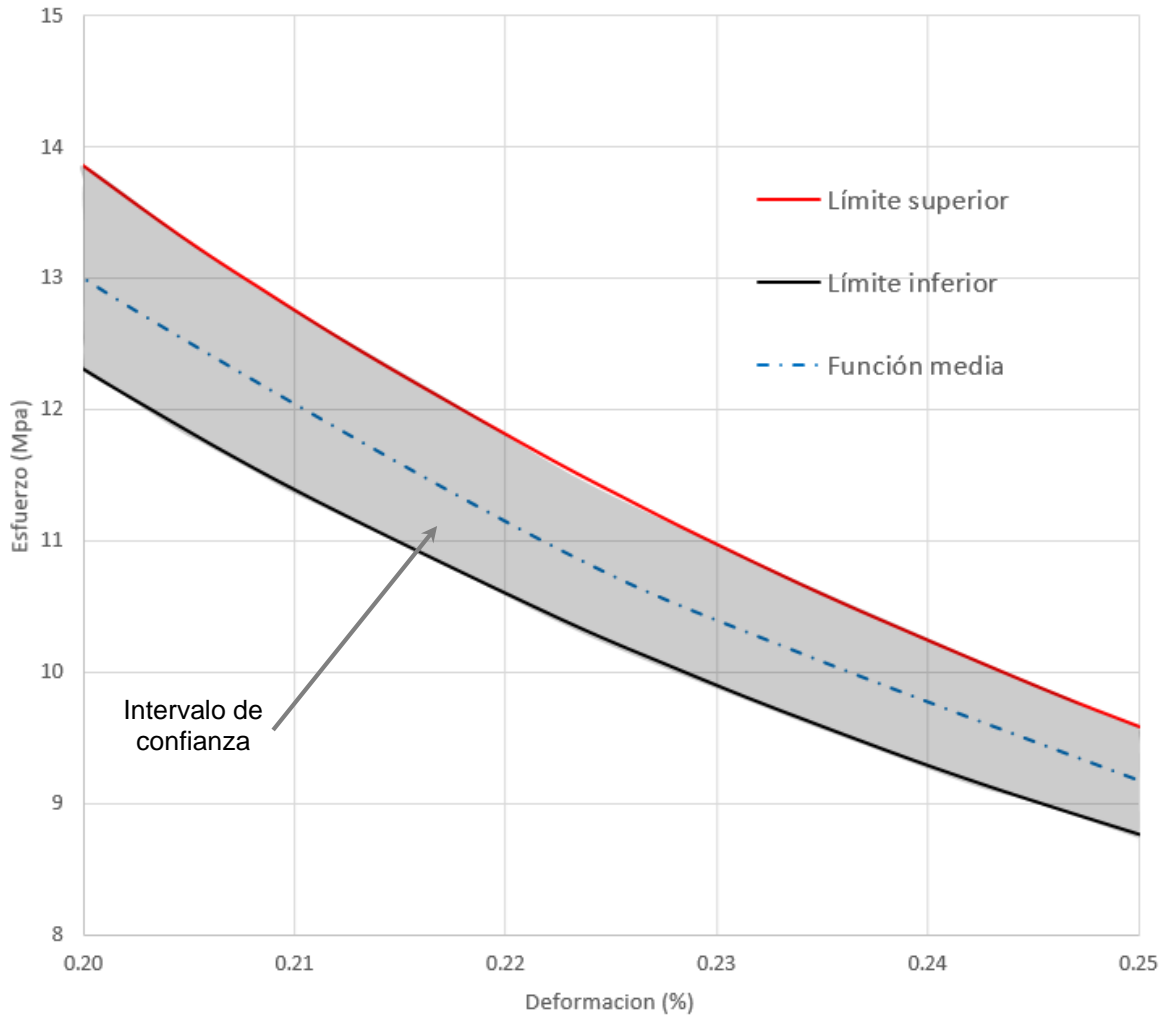
Figura 7-23: Intervalo de confianza para 7 curvas esfuerzo-deformación, obtenidas en simulaciones numéricas de ensayos de compresión inconfiada sobre cilindros de concreto compuestos por mortero y caliza blanda.



Fuente: El Autor.

Con el propósito de ilustrar con mayor detalle el intervalo de confianza, la Figura 7-24 muestra un acercamiento de la envolvente de la relación esfuerzo-deformación para el concreto compuesto por mortero y caliza blanda (Figura 7-23).

Figura 7-24: Detalle de una fracción del intervalo de confianza para 7 curvas esfuerzo-deformación, obtenidas en simulaciones numéricas de ensayos de compresión inconfiada sobre cilindros de concreto compuestos por mortero y caliza blanda.



Fuente: El Autor.

Bibliografía

1. J.G.M. van Mier. Failure of Concrete Under Uniaxial Compression: An Overview. Fracture Mechanics of Concrete Structures, Proceedings FRAMCOS-3, AEDIFICATIO Publishers, D-79104 Freiburg, Germany. (2014):1169-1182.
2. J.G.M. van Mier, S. P. Shah, M. Arnaud, J.P. Balayssac, A. Bascoul, S. Choi, D. Dasenbrock, G. Ferrara, C. French, M.E. Gobbi, B.L. Karihaloo, G. König, M.D. Kotsovos, J. Labuz, D. Lange-Kornbak, G. Markeset, M.N. Pavlovic, G. Simsch, K-C. Thienel, A. Turatsinze, M. Ulmer, H.J.G.M. van Geel, M.R.A. van Vliet, D. Zissopoulos. Strain-softening of concrete in uniaxial compression. Materials and Structures, Vol. 30. (1997):195-209.
3. Guevara, R. D. & Vargas, J. A. Process capability analysis for nonlinear profiles using depth functions. Quality and Reliability Engineering International. (2013).
4. Lamus Báez. Fabián Augusto. Modelo numérico del comportamiento inelástico del concreto reforzado con fibras cortas de acero, PHD Thesis (In Spanish), Universidad Nacional de Colombia. (2014).

8. Conclusiones y recomendaciones

En esta investigación se ha simulado numéricamente el ensayo de compresión inconfiada sobre cilindros de concreto simple a escala mesoscópica, diferenciando la matriz de mortero de las partículas esféricas de arenisca blanda o caliza blanda que representan el agregado grueso. Los resultados han permitido generar las conclusiones y recomendaciones que se presentan a continuación.

8.1 Conclusiones

Los resultados de las simulaciones a escala mesoscópica de ensayos de compresión inconfiada sobre cilindros de concreto conformados por 80% de mortero y 20% de agregado tipo arenisca blanda o caliza blanda, permiten proponer una expresión para el cálculo del módulo de Young del concreto simple. Tal expresión depende de la relación entre módulos de elasticidad del agregado y del mortero ($Rm = E_a/E_m$), como lo indica la ecuación 4.1.

Para el caso de concretos compuestos por mortero y agregado tipo arenisca blanda y caliza blanda, donde el módulo de elasticidad del agregado es menor al del mortero, la concentración de la deformación se produce en una banda que tiene una inclinación aproximada de 45 grados con respecto a la horizontal. Esta banda se presenta en la etapa post-pico de la curva esfuerzo-deformación. En esta etapa se observa el incremento de la deformación en la zona de la banda, la cual se produce sobre elementos de mortero y de agregado, con valores superiores a la deformación asociada al inicio de la fractura de los mismos.

Para las condiciones de apoyo usadas en las simulaciones, y cuando el agregado es menos rígido y resistente que el mortero, la ubicación del agregado al interior del cilindro, es la variable que determina si la trayectoria de fisura, la cual está representada por la

banda de concentración de deformación, intercepta los apoyos o se mantiene lejos de ellos.

Los resultados obtenidos demostraron que la distribución aleatoria de las partículas de agregado es el factor determinante en la ubicación de la banda de localización de la deformación, sin modificar sustancialmente su inclinación. De las 20 simulaciones realizadas del ensayo de compresión inconfiada sobre cilindros de concreto conformado por mortero y arenisca blanda, y las 20 simulaciones realizadas con caliza blanda, se obtuvo un 60% de bandas de localización de la deformación que interceptaron los apoyos. Tales simulaciones fueron descartadas, por considerarse que este tipo de falla no es representativo del ensayo compresión inconfiada en la etapa de ablandamiento del concreto. Lo anterior indica que es esperable que un porcentaje alto de muestras de un mismo material tenga que descartarse cuando se desea describir el comportamiento post-pico del concreto elaborado con agregado cuya resistencia y rigidez es menor a la del mortero.

Aplicando un análisis funcional simplificado, se logra obtener un intervalo de confianza para funciones esfuerzo-deformación de cada ensayo. Los resultados indicaron dispersiones muy bajas de dichas funciones, para los concretos conformados por mortero y agregados de arenisca blanda y de caliza blanda.

Mediante las simulaciones realizadas, se logra demostrar la existencia de bulbos de compresión triaxial hidrostática equivalente contiguos a los agregados. Para el caso de la arenisca blanda y la caliza blanda, se encuentra que en ensayos de compresión inconfiada y para estados de carga anteriores o muy cercanas al pico de resistencia, estos bulbos están orientados en dirección horizontal, y no presentan variaciones significativas en su forma, área u orientación.

Las microfisuras que tienen origen en las interfaces de los conos de corte, no presentan variación en su dirección conforme avanza el proceso de carga. Para el caso particular de las simulaciones realizadas, esto permite explicar la razón física por la cual la banda de concentración de deformación es inclinada (Figura 2-2). Por otra parte, al tener en cuenta la naturaleza homogénea e isotrópica del mortero y el agregado como materiales independientes que constituyen el concreto simple simulado, se puede suponer que la

pendiente de la banda de concentración de deformación depende de la relación de módulos de elasticidad entre el agregado y el mortero.

El modelo de Microplanos permite simular con buen grado de aproximación, el comportamiento del concreto en ensayos de compresión inconfiada, tanto en su etapa anterior al pico de resistencia, como en su etapa post-pico, donde este material presenta ablandamiento. El modelo no solo permite reproducir la curva esfuerzo-deformación esperada en los ensayos de laboratorio, sino que también genera distribuciones de esfuerzos y deformaciones coherentes con el proceso de fractura.

8.2 Recomendaciones

En el desarrollo de futuros trabajos de investigación basados en la simulación a escala mesoscópica del ensayo de compresión inconfiada, se indican las siguientes recomendaciones:

Realizar simulaciones a escala mesoscópica de ensayos de compresión simple con diferentes porcentajes de agregado, a partir de lo cual puede darse mayor generalidad a la expresión propuesta para el cálculo del módulo de Young del concreto simple, que es presentada en la ecuación 4.1.

Realizar simulaciones para diferentes relaciones de módulos entre el mortero y el agregado, incluyendo el caso donde el agregado es más rígido que el mortero.

Simular ensayos de compresión inconfiada sobre cilindros de concreto simple a escala mesoscópica, y restricción total al desplazamiento radial en los apoyos, e incluir condiciones intermedias entre este caso extremo y el caso simulado en la presente investigación, con lo cual se puede obtener una función que describa la etapa post-pico de la curva esfuerzo-deformación para cualquier grado de restricción radial en el apoyo. Esta función es muy importante, pues como lo describen las referencias bibliográficas consultadas, aún es desconocida y presenta gran relevancia en el análisis de estructuras reales de concreto reforzado.

Teniendo en cuenta las limitaciones de ANSYS APDL, en lo relacionado con la cantidad de volúmenes que pueden ser incluidos en la simulación, se recomienda implementar un programa propio que incluya el análisis no lineal y el modelo de Microplanos. Por otra parte, y al tener en cuenta que en concretos reales la participación volumétrica del agregado grueso varía en un amplio rango, y que es importante el estudio de concretos donde la participación volumétrica del agregado es mayor al 20%, y la densidad de las esferas que representan el agregado dentro del cilindro es alta, se recomienda implementar las estrategias de generación de la geometría a escala mesoscópica usada en el Método de los Elementos Discretos.

En futuros trabajos se podrían utilizar modelos constitutivos del material y estrategias de análisis de fractura computacional, como, por ejemplo: el modelo de fisura distribuida, la aproximación de discontinuidades fuertes, los elementos finitos extendidos, entre otros.

El análisis mesoscópico desarrollado en esta tesis, motiva que futuras investigaciones incluyan nuevos componentes al concreto, como, por ejemplo: poros llenos con aire, poros llenos con agua, y fibras de diferentes materiales, entre otros.

A. Anexo: Código del algoritmo de distribución de partículas

```

%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
%
%                               CODIGO MATLAB 2018B
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%

% Se limpia el workspace y el command window
clear all;
clc;

% Geometria del cilindro
D = input('Cual es el diámetro del cilindro en m?: ');
disp('Recuerde que la altura del cilindro será 2 veces su diámetro')
input('Presione Enter para continuar')
H = D*2;
VolumenCilindro = ((D^2)/4*pi)*H;

% Porcentaje de agregado en la muestra
PorcentajeAgregado=input('Cual es el porcentaje de agregado?:');
PorcentajeAgregado=PorcentajeAgregado/100;

% Se imponen 4 rangos de tamaño para el agregado
% Rango 1 = Entre 25mm y 37.5mm. (Grava de pulgada)
% Rango 2 = Entre 19mm y 25mm. (Grava de 3/4 de pulgada)
% Rango 3 = Entre 12.5mm y 19mm. (Grava de 1/2 pulgada)
% Rango 4 = Entre 9.5mm y 12.5mm (Grava de 3/8 de pulgada)
% Tamaños inferiores a 9.5mm se consideran arena NTC 174
% Cada rango de tamaño se incluye con el siguiente porcentaje
% Rango 1 = 10%, Rango 2= 27.5%, Rango 3 = 37.5%, Rango 4 = 25%
% Rango 1 + Rango 2 + Rango 3 + Rango 4 = 100% de agregado
PorcentajexRango=[0.1 0.275 0.375 0.25];

%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%% SE CREAN LAS PARTICULAS %%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%

% Con la variable "porcentajeMenos", se disminuye en un 5% el limite
% superior de cada rango
porcentajeMenos = 0.05; pulg = 0.0254;

% Numero de esferas a ser creadas para cada rango de tamaño
NumEsferas=5000;

% Se establece la semilla para la generación de números aleatorios.
rng('shuffle');

% Rango 1: Desde 1" (25.4 mm) hasta menos de 1.5" (38.1 mm)
% Se generan números aleatorios con una distribución uniforme

```

```

linf = 1; lsup = 1.5 - ((1.5-linf)*porcentajeMenos);
linf = linf * pulg; lsup = lsup * pulg;
Particulas1 = random('Uniform',linf,lsup,NumEsferas,1);

% Rango 2: Desde 3/4" (19.0 mm) hasta menos de 1" (25.4 mm)
linf = 3/4; lsup = 1 - ((1-linf)*porcentajeMenos);
linf = linf * pulg; lsup = lsup * pulg;
Particulas34 = random('Uniform',linf,lsup,NumEsferas,1);

% Rango 3: Desde 1/2" (12.7 mm) hasta menos de 3/4" (19.0 mm)
linf = 1/2; lsup = 3/4 - ((3/4-linf)*porcentajeMenos);
linf = linf * pulg; lsup = lsup * pulg;
Particulas12 = random('Uniform',linf,lsup,NumEsferas,1);

% Rango 4: Desde 3/8" (9.5 mm) hasta menos de 1/2" (12.7 mm)
linf = 3/8; lsup = 1/2 - ((1/2-linf)*porcentajeMenos);
linf = linf * pulg; lsup = lsup * pulg;
Particulas38 = random('Uniform',linf,lsup,NumEsferas,1);

distribuciones{1} = Particulas1;    % vector con 5000 posibles diámetros
distribuciones{2} = Particulas34;
distribuciones{3} = Particulas12;
distribuciones{4} = Particulas38;

%Se genera una matriz de celdas, donde se almacenará el listado de radios
%que harán parte de cada rango de tamaño. Estos radios se seleccionan de
%5000 posibles diámetros obtenidos en el paso anterior.
particulas = cell(4,1);

% Se barre cada listado de diámetros "distribuciones{n}", y se seleccionan
% los radios necesarios para alcanzar el porcentaje de agregado para
% cada rango de tamaño.

for i = 1:4
    volumenActual = 0;
    contador = 1;

    while volumenActual < VolumenCilindro*PorcentajeAgregado*PorcentajexRango(i)

        if VolumenCilindro*PorcentajeAgregado*PorcentajexRango(i) == 0
            break
        end

        % Se busca un numero entero entre 1 y NumEsferas
        NumAleatorio=rand*NumEsferas;
        CeldaSeleccionada=round(NumAleatorio);

        r = distribuciones{i}(CeldaSeleccionada)/2;
        volumenActual = volumenActual + 4*pi/3*r^3;
    end
end

```

```

    % Se almacena cada radio hasta alcanzar el volumen
    particulas{i}(contador) = r;
    contador = contador +1;

end

% Vector con la cantidad total de partículas por rango de tamaño
cantidad(i) = size(particulas{i},2);

end

%Se presenta el número de partículas total para cada rango.
disp('Numero de partículas para el rango 1:')
disp(cantidad(1))
disp('Numero de partículas para el rango 2:')
disp(cantidad(2))
disp('Numero de partículas para el rango 3:')
disp(cantidad(3))
disp('Numero de partículas para el rango 4:')
disp(cantidad(4))
input('Enter para continuar')

%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%% SE UBICAN LAS PARTICULAS AL INTERIOR DEL CILINDRO %%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%

% Se crea una matriz donde cada fila tendrá: coordenada x, coordenada y,
% coordenada z, radio de la partícula.

partFinal(sum(cantidad),4) = 0;
contador = 0;

for i = 1:4

    %particulas (i): Vector con todos los radios de un rango de tamaño
    dtActual = particulas{i};
    j = 1;

    % Recorre las partículas de cada rango de tamaño
    while j <= length(dtActual)
        rActual = dtActual(j);

        % Ubica la partícula de manera aleatoria
        cx = rand*D-D/2; cy = rand*D-D/2; cz = rand*H-H/2;...
        cambiaPosicion = false;
        cn = sqrt(cx^2+cy^2);

        % Verifica que se encuentre dentro del volumen de control
        if cn+rActual+0.001 > (D/2) || cz+rActual+0.001 > (H/2) ||...
            cn-rActual-0.001 < (-D/2) || cz-rActual-0.001 < (-H/2)

```



```

        cambiaPosicion = true; continue
    end

    % Para la primera partícula
    if i == 1 && j == 1
        partFinal(1,1) = cx; partFinal(1,2) = cy;
        partFinal(1,3) = cz; partFinal(1,4) = rActual;
        j = j + 1; contador = 1;
        continue
    end

    % Para las demás partículas
    for k = 1:contador
        % Verifica la distancia de las esferas de manera que
        % la distancia entre sus centros sea mayor a la suma
        % de sus radios
        dActual = sqrt((partFinal(k,1)-cx)^2+...
            (partFinal(k,2)-cy)^2+(partFinal(k,3)-cz)^2);

        if dActual <= rActual + partFinal(k,4) + 0.001
            cambiaPosicion = true;
        end
    end

    if cambiaPosicion
        continue
    else
        j = j + 1; contador = contador + 1;
        partFinal(contador,1) = cx;
        partFinal(contador,2) = cy;
        partFinal(contador,3)=cz;
        partFinal(contador,4)=rActual;
    end

    disp([i,j])
end

end

% Se calcula el volumen total de agregado en la muestra

volT=0;
NPart=(sum(cantidad));
for i=1:NPart
    rd=partFinal(i,4);
    vol=4/3*pi()*rd^3;
    volT=volT+vol;
end

```

```
% Se calcula el porcentaje real de agregado (este valor varia respecto al
% porcentaje buscado)
```

```
PorReal=(volT/(VolumenCilindro))*100;
disp('Porcentaje real de agregado: ')
disp(PorReal)
```

```
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%% SE GRAFICAN LAS PARTICULAS %%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
```

```
figure %Abre la ventana grafica
```

```
for i = 1:length(partFinal)
    [x,y,z] = sphere;
    x = x.*partFinal(i,4); y = y.*partFinal(i,4); z = z.*partFinal(i,4);

    if i <= cantidad(1)
        surf(x+partFinal(i,1),y+partFinal(i,2),z+partFinal(i,3),...
            'FaceColor','red') % Rojo para Rango 1"
    elseif i <= cantidad(2) + cantidad(1)
        surf(x+partFinal(i,1),y+partFinal(i,2),z+partFinal(i,3),...
            'FaceColor','green') % Verde para Rango 2"
    elseif i <= cantidad(3) + cantidad(2) + cantidad(1)
        surf(x+partFinal(i,1),y+partFinal(i,2),z+partFinal(i,3),...
            'FaceColor','blue') % Azul para Rango 3"
    Else
        surf(x+partFinal(i,1),y+partFinal(i,2),z+partFinal(i,3),...
            'FaceColor','yellow') % Amarillo para Rango 4"
    end

    hold on
end
```

```
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%% SE ABRE UN ARCHIVO TXT %%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
% CONTIENE LA INFORMACION NECESARIA PARA GENERAR LA GEOMETRIA EN ANSYS %
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
```

```
text_tiket=fopen('tiket.txt','wt');
```

```
% SE CONFIGURA LA MODELACION EN EL FORMATO DE ANSYS.
```

```
TT = strvcats(...
    '/NOPR',...
    'KEYW,PR_SET,1',...
    'KEYW,PR_STRUC,1',... % Se activa el módulo estructural
    'KEYW,PR_THERM,0',...
    'KEYW,PR_FLUID,0',...
    'KEYW,PR_ELMAG,0',...
    'KEYW,MAGNOD,0',...
```

```

'KEYW,MAGEDG,0',...
'KEYW,MAGHFE,0',...
'KEYW,MAGELC,0',...
'KEYW,PR_MULTI,0',...
'KEYW,PR_CFD,0',...
'/GO',...
'/PREP7',...
'ET,1,SOLID285',... % Elemento finito SOLID285 para el agregado
'ET,2,SOLID65',... % Elemento finito SOLID65 para el mortero
'MPTMP,,,,,,,,',...
'MPTMP,1,0',...
'MPDATA,EX,1,,7e10',... % Modulo de elasticidad para el material 1
'MPDATA,PRXY,1,,0.2',... % Relación de Poisson para el material 1
'MPTMP,,,,,,,,',...
'MPTMP,1,0',...
'MPDATA,EX,2,,2.5e10',... % Modulo de elasticidad para el material 2
'MPDATA,PRXY,2,,0.2'); % Relación de Poisson para el material 2
for i=1:24; % Se incluye cada línea de texto en el archivo
    fprintf(text_tiket,['\n' TT(i,:)]);
end
fprintf(text_tiket,'\n'); % Nueva linea

% SE INSERTA EL CILINDRO
R=D/2;
h=H/2;
hh=-h;
TT=strvcat('CYLIND',' ',',',num2str(R),',',',',',num2str(h),',',',',num2str(hh),...
    ',','0',',',',',',360',',',');
% Cada comando y/o "coma" debe ingresarse. Por eso son 13 ciclos.
for i=1:13;
    fprintf(text_tiket,TT(i,:));
end

fprintf(text_tiket,'\n');

% SE INSERTAN LAS ESFERAS

for i=1:NPart;
    %En ansys la primera esfera es el volumen 2. El volumen 1 es el concreto
    jj=(i+2)-1;

    % Se inserta la esfera en la posición 0,0,0
    TT=strvcat('SPH4',' ',',',',0',',',',',',0',',',',',num2str(partFinal(i,4)));
    fprintf(text_tiket,'\n');
    for j=1:7;
        fprintf(text_tiket,[TT(j,:)]);
    end

    fprintf(text_tiket,'\n');

```

```

% SE MUEVE LA ESFERA A SU POSICION FINAL
T=strvcat('FLST',' ','3',' ',' ','1',' ',' ','6',' ',' ','ORDE',' ',' ','1');
for j=1:11;
    fprintf(text_tiket,[TT(j,:)]);
end
fprintf(text_tiket,'\n');

TT=strvcat('FITEM',' ','3',' ',' ',num2str(jj));
for k=1:5;
    fprintf(text_tiket,[TT(k,:)]);
end
fprintf(text_tiket,'\n');

TT=strvcat('VGEN',' ',' ',' ',' ','P51X',' ',' ',' ',' ',' ',' ',' ',' ','...
    num2str(partFinal(i,1))',' ','num2str(partFinal(i,2))',' ','...
    num2str(partFinal(i,3))',' ',' ',' ',' ',' ',' ',' ',' ','1');
for l=1:21;
    fprintf(text_tiket,[TT(l,:)]);
end
fprintf(text_tiket,'\n');

end

fprintf(text_tiket,'\n');

% LOS SIGUIENTES SON LOS COMANDOS PARA APLICAR EL OPERADOR BOOLEANO
% Se selecciona el elemento a ser moldeado el cual en ANSYS es el numero 1
% ya que el bloque de concreto se crea primero en ANSYS '1'

TT=strvcat('FLST',' ','2',' ',' ','1',' ',' ','6',' ',' ','ORDE',' ',' ','1');
for i=1:11;
    fprintf(text_tiket,[TT(i,:)]);
end
fprintf(text_tiket,'\n');

TT=strvcat('FITEM',' ','2',' ',' ','1');
for i=1:5;
    fprintf(text_tiket,[TT(i,:)]);
end
fprintf(text_tiket,'\n');

% Se seleccionan los elementos herramienta (las esferas) cuya
% numeración en ANSYS inicia desde la esfera 2, y en Matlab
% es la esfera 1

TT=strvcat('FLST',' ','3',' ',' ',num2str(NPart),' ',' ','6',' ',' ','ORDE',' ',' ','2');
for i=1:11;

```

```

        fprintf(text_tiket,[TT(i,:)]);
    end
    fprintf(text_tiket,'\n');

    TT=strvcat('FITEM',' ','3',' ','2'); % Esfera inicial "2"
    for i=1:5;
        fprintf(text_tiket,[TT(i,:)]);
    end
    fprintf(text_tiket,'\n');

    xxx=(NPart+1)*-1;
    TT=strvcat('FITEM',' ','3',' ',num2str(xxx)); %Esfera final "xxx"
    for i=1:5;
        fprintf(text_tiket,[TT(i,:)]);
    end
    fprintf(text_tiket,'\n');

% Se aplica el operador booleano a los elementos seleccionados.

    TT=strvcat('VSBV,P51X,P51X, , ,KEEP');
    for i=1:1;
        fprintf(text_tiket,[TT(i,:)]);
    end
    fprintf(text_tiket,'\n');

    winopen('tiket.txt') % Se abre el archivo de texto para revisión

```

Descripción del código

El código está compuesto por 5 partes principales: 1. Solicitud de parámetros iniciales, 2. Generación de esferas, 3. Ubicación de las esferas al interior del volumen de control, 4. Representación gráfica de la muestra a escala mesoscópica, y 5. Transcripción de la geométrica obtenida, a un archivo TXT que pueda ser leído en ANSYS APDL.

i. Solicitud de parámetros iniciales

En esta etapa, se solicita el diámetro del cilindro, y el porcentaje total de agregado presente en la muestra, lo cual se realiza con las siguientes líneas de código.

```
D = input('Cual es el diámetro del cilindro en m?: ');
```

A partir del diámetro del cilindro, se calcula la altura de la muestra y su volumen, para lo cual se impone una relación Altura/Diámetro de 2. La siguiente línea de código permite

solicitar el porcentaje de agregado grueso (porcentaje respecto al volumen total de la muestra).

```
PorcentajeAgregado=input('Cual es el porcentaje de agregado?:');
```

En el Capítulo 3, se definió cada rango de tamaño en que se divide el agregado, así como su proporción en la muestra. Para el desarrollo de esta investigación, estas proporciones no se modifican, y se fijan en un 10% para el primer rango, 27.5% para el segundo rango, 37.5% para el tercer rango, y 25% para el cuarto rango. Estas proporciones integran el 100% del agregado presente en la muestra, y en el código se fijan con la siguiente línea.

```
PorcentajexRango=[0.1 0.275 0.375 0.25];
```

ii. Generación de partículas

Para cada rango de tamaño se incluye un límite superior y un límite inferior, que coincide con el límite inferior y/o el límite superior de otros rangos vecinos. Esto hace necesario incluir una variable que evite que el mismo tamaño de partícula pueda ser asignado a dos rangos diferentes. De esta manera, con la variable “*porcentajeMenos*”, el diámetro máximo con el que se genera una partícula para un determinado rango, se limita al 95% del límite superior del rango.

```
porcentajeMenos = 0.05
```

Para cada uno de los cuatro rangos, se crean 5000 partículas esféricas cuyo diámetro es seleccionado de manera aleatoria usando una distribución uniforme,

```
Particulas1 = random('Uniform',linf,lsup,NumEsferas,1);
```

En esta línea de código, *linf* es el límite inferior del rango, *lsup* es el 95% del límite superior, y *NumEsferas* es el número de esferas a crear con diámetro aleatorio para cada rango de tamaño. Las 5000 partículas creadas para cada rango de tamaño, se almacenan en un arreglo que une los cuatro vectores de partículas que han sido creados.

```
distribuciones{1} = Particulas1;
```

```
distribuciones{2} = Particulas34;  
distribuciones{3} = Particulas12;  
distribuciones{4} = Particulas38;
```

El paso siguiente consiste en seleccionar de manera aleatoria, las partículas necesarias para alcanzar la participación volumétrica fijada para cada rango de tamaño, lo cual se realiza con las siguientes líneas de código.

```
for i = 1:4  
    volumenActual = 0;  
    contador = 1;  
    while volumenActual < VolumenCilindro * PorcentajeAgregado * PorcentajexRango(i)  
        if VolumenCilindro * PorcentajeAgregado * PorcentajexRango(i) == 0  
            break  
        end  
  
        NumAleatorio = rand * NumEsferas;  
        CeldaSeleccionada = round(NumAleatorio);  
  
        r = distribuciones{i}(CeldaSeleccionada) / 2;  
        volumenActual = volumenActual + 4 * pi / 3 * r^3;  
  
        particulas{i}(contador) = r;  
  
        contador = contador + 1;  
    end  
end
```

En estas líneas de código, se usa un ciclo “*for*” para pasar por cada rango de tamaño, mientras que el ciclo “*while*” (ciclo interno), es usado para seleccionar las partículas necesarias para alcanzar el volumen fijado en el respectivo rango. Es preciso aclarar que este código primero asigna las partículas del rango con mayor tamaño, y prosigue en orden descendente hasta lograr asignar las partículas del rango con menor tamaño. Para cada rango de tamaño, el radio de las partículas se almacena en “*particulas{i}*”.

Por otra parte, como mínimo se asigna una partícula por cada rango de tamaño; esto siempre y cuando su volumen no haya sido definido como cero en la variable *PorcentajexRango*=[0.1 0.275 0.375 0.25]. De igual manera, si el volumen de las partículas seleccionadas para un determinado rango es inferior al volumen fijado en la variable *PorcentajexRango*=[0.1 0.275 0.375 0.25], se asigna una partícula adicional, razón por la cual el volumen real logrado con las esferas, será un poco mayor al fijado por el usuario. Por otra parte, es recomendable no usar cilindros muy pequeños, con porcentajes de agregado muy bajos, puesto que el error tenderá a crecer.

iii. Ubicación de las partículas

En esta sección del código, también se usa un ciclo “*for*” para pasar por cada rango de tamaño, y un ciclo “*while*” (ciclo interno), para seleccionar cada partícula que integra el respectivo rango. Para ubicar una partícula al interior del cilindro, se generan coordenadas aleatorias para su centro.

```
cx = rand*D-D/2; cy = rand*D-D/2; cz = rand*H-H/2;
cambiaPosicion = false;
cn = sqrt(cx^2+cy^2);
```

La variable *cn*, es la distancia entre el centro geométrico del cilindro (con coordenadas 0,0,0), y el centro de la partícula; distancia que es medida sobre un plano perpendicular al eje del cilindro. Como puede verse, las coordenadas para el centro de la partícula, *cx*, *cy*, *cz*, se calculan a partir de números aleatorios entre 0 y 1, que son multiplicados por el diámetro del cilindro (*D*), o por su altura (*H*). Una vez definidas las coordenadas para el centro de una partícula, se verifica que esta no se encuentre fuera del cilindro, para lo cual se incluyen las siguientes líneas en el código.

```
if cn + rActual + 0.001 > (D/2) || cz + rActual + 0.001 > (H/2) || ...
    cn - rActual - 0.001 < (-D/2) || cz - rActual - 0.001 < (-H/2)
    cambiaPosicion = true; continue
end
```

Como puede apreciarse, no solo se busca que las partículas se encuentren al interior del cilindro, sino que exista una separación mínima entre la superficie de la esfera y el contorno

del cilindro, la cual ha sido fijada en 0.001m (1mm); esta separación representa la capa de mortero visible en los cilindros de concreto que son elaborados en obra como testigos, y en los cuales no es común ver agregados en superficie (esto sin incluir las muestras que presenten anomalías como por ejemplo, segregación del agregado). La primera partícula creada, solo necesita encontrarse al interior del cilindro de concreto, y no debe interceptar el contorno del mismo; esto se logra con las siguientes instrucciones.

```

if i == 1 && j == 1
    partFinal(1,1) = cx; partFinal(1,2) = cy;
    partFinal(1,3) = cz; partFinal(1,4) = rActual;
    j = j + 1; contador = 1;
    continue
end

```

Cada partícula se almacena en una matriz de 4 columnas (*partFinal*), la cual tiene tantas filas como partículas existen al interior del cilindro. Por ejemplo, las coordenadas y el radio de la primera partícula se almacenan en la fila 1, donde en la primera celda se almacena la coordenada *cx*, en la segunda celda la coordenada *cy*, en la tercera celda la coordenada *cz*, y por último en la cuarta celda el radio (*rActual*). A partir de la segunda partícula, se requiere verificar que la esfera a ingresar, no se intercepte con otra partícula ya alojada en el cilindro. Esto se logra con la siguiente fracción del código.

```

for k = 1:contador

dActual = sqrt((partFinal(k,1)-cx)^2+(partFinal(k,2)-cy)^2+...
(partFinal(k,3)-cz)^2);
    if dActual <= rActual + partFinal(k,4) + 0.001
        cambiaPosicion = true;
    end
end

if cambiaPosicion
    continue
else
    j = j + 1; contador = contador + 1;
    partFinal(contador,1) = cx; partFinal(contador,2) = cy;
    partFinal(contador,3) = cz; partFinal(contador,4) = rActual;
end

```

La variable “*dActual*”, mide la distancia entre el centro de la partícula actual y el centro de cualquier otra partícula existente al interior del cilindro (se recorren todas las partículas que estén al interior del cilindro). Si la variable “*dActual*”, resulta ser menor que la suma del radio de la partícula actual, más el radio de cualquier otra partícula ubicada al interior del cilindro, más 0.001m, se considera que las dos partículas comparadas se interceptan y es necesario cambiar la posición de la nueva partícula, a fin de garantizar que ninguna partícula se intercepta con otra partícula o con el contorno del cilindro. Finalmente, si las partículas no se interceptan, se almacena la posición de la nueva partícula y se continúa el proceso.

iv. Representación gráfica

Las partículas se grafican una a una, asignándose el mismo color para cada rango de tamaño, razón por la cual existirán 4 grupos de color.

v. Elaboración de archivo TXT para lectura ANSYS

Al realizar la simulación de un proceso físico en ANSYS, el programa va creando un registro de cada acción o paso desarrollado por el usuario, como, por ejemplo, la creación del cilindro, la creación de esferas al interior del cilindro, la generación de malla, etc. Este registro se almacena en un archivo de texto, que posteriormente puede ser leído en ANSYS, y que permite reproducir de forma automática cada paso de la simulación.

Teniendo en cuenta que, para el desarrollo de la presente investigación se necesitan desarrollar múltiples simulaciones sobre las muestras de concreto a escala mesoscópica, y al conocer que la generación de la geométrica en ANSYS es un proceso lento y tedioso, se opta por crear la geometría en MATLAB, para posteriormente exportarla a ANSYS, lo cual se logra mediante un archivo de texto creado en MATLAB, para ser leído en ANSYS.

El primer paso consiste en realizar la simulación de un ensayo de compresión in-confinada sobre un cilindro de concreto con 3 o 4 esferas en su interior, con lo cual se obtiene el archivo tipo **log**, donde ANSYS registra cada acción desarrollada. Este archivo, se reproduce en Matlab con las siguientes instrucciones.

```
text_tiket=fopen('tiket.txt','wt')
```

Con esta línea de código, se abre en MATLAB el archivo de texto, donde se escriben todas las instrucciones que permiten configurar la modelación en ANSYS.

```

TT = strvcat(...
    '/NOPR',...
    'KEYW,PR_SET,1',...
    'KEYW,PR_STRUC,1',...
    'KEYW,PR_THERM,0',...
    'KEYW,PR_FLUID,0',...
    'KEYW,PR_ELMAG,0',...
    'KEYW,MAGNOD,0',...
    'KEYW,MAGEDG,0',...
    'KEYW,MAGHFE,0',...
    'KEYW,MAGELC,0',...
    'KEYW,PR_MULTI,0',...
    'KEYW,PR_CFD,0',...
    '/GO',...
    '/PREP7',...
    'ET,1,SOLID285',...
    'ET,2,SOLID65',...
    'MPTEMP,,,,,,,,',...
    'MPTEMP,1,0',...
    'MPDATA,EX,1,,7e10',...
    'MPDATA,PRXY,1,,0.2',...
    'MPTEMP,,,,,,,,',...
    'MPTEMP,1,0',...
    'MPDATA,EX,2,,2.5e10',...
    'MPDATA,PRXY,2,,0.2');
for i=1:24;
fprintf(text_tiket,['\n' TT(i,:)]);
end

```

Es preciso aclarar que los 3 puntos (...), ubicados al final de cada línea, son la forma en que MATLAB permite escribir en múltiples renglones y sin perder continuidad, una operación muy grande que ocupa varios renglones, o como en este caso, escribir por renglones el texto para dar mayor claridad al lector.

Con la función `strvcat(t1,t2,...,tn)`, se crea una matriz de caracteres, donde cada una de sus filas tiene una instrucción que debe ser escrita en el archivo TXT. Por ejemplo, en la fila 3 de la matriz `TT` se ubica la línea de texto `KEYW,PR_STRUC,1`, mediante la cual se activa el módulo o paquete estructural en ANSYS. Otro ejemplo, se encuentra en la fila 16, donde se selecciona el elemento finito SOLID65 para el material 2 (el mortero).

Cada coma, punto, símbolo, etc, debe incluirse según el formato establecido en ANSYS. La transcripción de la información contenida en las matrices de caracteres, como por ejemplo la matriz `TT`, se logra con el ciclo “`for`”, el cual incluye los respectivos saltos de renglón.

Una vez se ha definido el paquete o modulo a usar en ANSYS, las propiedades de los materiales, y el tipo de elemento finito para cada material, se procede a crear el cilindro de concreto sin esferas. En ANSYS APDL, el cilindro se crea a partir de un círculo contenido en el plano “*working plane*”, cuyos centros geométricos coinciden y están ubicados en las coordenadas 0,0,0. A partir de este círculo, contenido en el plano X, Y , se extruye el cilindro, para lo cual, el 50% de su altura se extruye en sentido $+Z$ y el 50% restante en sentido $-Z$. Esto se logra con la siguiente sección del código.

```
R=D/2;
h=H/2;
hh=-h;
TT=strvcat('CYLIND',' ',num2str(R),' ',' ',num2str(h),' ',num2str(hh),...
' ','0',' ','360',' ');
for i=1:13;
    fprintf(text_tiket,TT(i,:));
end
```

En estas líneas de código, R es el radio del cilindro, y h el 50% de su altura (H). El paso siguiente consiste en insertar las esferas, para lo cual ANSYS APDL ubica el centro geométrico de cada nueva esfera en el centro geométrico del “*working plane*”, razón por la cual después de haber insertado una esfera, es necesario moverla a su posición final. Es preciso recordar que en ANSYS, el cilindro se identifica como volumen 1, razón por la cual

la primera esfera creada será el volumen 2, la segunda esfera será el volumen 3, y así sucesivamente.

```
for i=1:NPart;
jj=(i+2)-1;

TT=strvcat('SPH4',' ','0',' ','0',' ',num2str(partFinal(i,4)));
fprintf(text_tiket,'\n');
for j=1:7;
    fprintf(text_tiket,[TT(j,:)]);
end
```

La línea `fprintf(text_tiket,'\n')`, solo es útil para crear un cambio de renglón. Por otra parte, el ciclo “`for`”, permite pasar por cada esfera creada en MATLAB y seleccionar su radio a partir de la información almacenada en la matriz “`partFinal`”. En esta matriz, las coordenadas y el radio de la esfera n , se encuentran almacenadas en la fila n , y esto es importante recordarlo, ya que ANSYS usualmente cambia la numeración en cada etapa del proceso. Es decir, en Matlab la numeración de las esferas es diferente a la numeración asignada a cada volumen en ANSYS, y usualmente este programa cambia la numeración cuando se realizan algunos procesos.

Bloque 1

```
TT=strvcat('FLST',' ','3',' ','1',' ','6',' ','ORDE',' ','1');
for j=1:11;
    fprintf(text_tiket,[TT(j,:)]);
end
```

Bloque 2

```
TT=strvcat('FITEM',' ','3',' ',num2str(jj));
for k=1:5;
    fprintf(text_tiket,[TT(k,:)]);
end
```

Bloque 3

Bloque 3

```

TT=strvcat('FLST',' ','3',' ',num2str(NPart),' ','6',' ','ORDE',' ','2');
for i=1:11;
    fprintf(text_tiket,[TT(i,:)]);
end

```

Bloque 4

```

TT=strvcat('FITEM',' ','3',' ','2'); %Esfera inicial "2"
for i=1:5;
    fprintf(text_tiket,[TT(i,:)]);
end

```

Bloque 5

```

xxx=(NPart+1)*-1;
TT=strvcat('FITEM',' ','3',' ',num2str(xxx)); %Esfera final "xxx" for
i=1:5;
    fprintf(text_tiket,[TT(i,:)]);
end

```

Bloque 6

```

TT=strvcat('VSBV,P51X,P51X, , ,KEEP');
for i=1:1;
    fprintf(text_tiket,[TT(i,:)]);
end

```

El Bloque 1, permite incluir en el archivo de texto, la gramática o comandos necesarios para seleccionar **1** volumen en ANSYS, al cual se le extraerá parte del mismo. Mediante el bloque 2, se selecciona el volumen a ser modelado (el cilindro), que, de acuerdo a lo expuesto anteriormente, es identificado en ANSYS con el número 1.

El Bloque 3, permite incluir en el archivo de texto, la gramática o comandos necesarios para seleccionar todas las esferas en ANSYS, y utilizar las mismas como herramientas para moldear el cilindro (volumen 1); es decir para extraer el volumen del cilindro que ocupa el mismo espacio que es ocupado por las esferas. Por su parte, los Bloques 4 y 5, permiten seleccionar la primera y última esfera que ha sido insertada en el cilindro, para lo cual se debe recordar que la primera esfera es el volumen 2, y a la última esfera ANSYS le ha

asignado un número de identificación, igual al número de partículas alojadas dentro del cilindro, más 1. Finalmente, mediante el Bloque 6, se aplica el operador booleano (“extraer - subtract”), a todos los volúmenes seleccionados, para lo cual también se activa la opción “KEEP”, ya que, al finalizar el proceso, este comando permite conservar los volúmenes herramientas (es decir las esferas).

En este punto, se cuenta con un cilindro en cuyo interior existen múltiples cavidades esféricas, las cuales son ocupadas por esferas del mismo tamaño que la cavidad que ocupan. Sin embargo, no existe continuidad entre las esferas y el volumen del cilindro que las circunda, razón por la cual es necesario aplicar en ANSYS, el operador booleano *GLUE*, para unir todas las esferas con el volumen del cilindro circundante. Este último paso, no puede ser incluido en el archivo de texto elaborado en MATLAB, ya que al aplicar el operador booleano extraer (“subtract”), ANSYS renumera los volúmenes, sin que sea posible predecir su secuencia. Por esta razón, el comando *GLUE*, se aplica directamente en ANSYS, después de haber logrado leer la información creada en MATLAB.

Una de las particularidades encontradas en ANSYS, es que al aplicar el operador *GLUE*, frecuentemente se producen mensajes de error que no permiten ejecutar el comando. Estos errores pueden eliminarse, si todos los volúmenes son seleccionados, y se les aplica uno o varios desplazamientos en cualquier dirección. Es posible que este error se deba a la existencia de geometrías residuales o geometrías fantasma, que permanecen después de aplicar el operador booleano, y que desaparecen al actualizar el modelo mediante el movimiento de sus volúmenes.

El proceso de elaboración de la geometría a escala mesoscópica, puede ser mejorado significativamente, si se utilizan los avances publicados por A. Mujinza [1,2], quien ha publicado múltiples artículos y libros de texto, donde se exponen algoritmos avanzados para la ubicación de partículas al interior de un volumen de control, logrando disminuir el gasto computacional, y permitiendo simular arreglos de partículas con grandes densidades de empaquetamiento.

Bibliografía del Anexo A

[1] A. Munjiza, The Combined Finite-Discrete Element Method. John Wiley & Sons, Ltd, 2004, ISBN 0-470-84199-0.

[2] A. Munjiza, Earl E. Knight & Esteban Rougier, Computational Mechanics of Discontinua, Wiley, 2011, ISBN 0-470-97080-4.

B. Anexo: Archivos de entrada para ANSYS APDL

En este anexo se presenta un ejemplo del archivo txt elaborado en MatLab con el programa que se incluye en el Anexo A. El archivo txt contiene la geometría a escala mesoscópica de un cilindro de concreto compuesto por mortero y agregado, y puede ser leído por ANSYS APDL, mediante el comando "Read Input from", como se detalla en el Anexo C.

```
/NOPR
KEYW,PR_SET,1
KEYW,PR_STRUC,1
KEYW,PR_THERM,0
KEYW,PR_FLUID,0
KEYW,PR_ELMAG,0
KEYW,MAGNOD,0
KEYW,MAGEDG,0
KEYW,MAGHFE,0
KEYW,MAGELC,0
KEYW,PR_MULTI,0
KEYW,PR_CFD,0
/GO
/PREP7
ET,1,SOLID285
ET,2,SOLID65
MPTEMP,,,,,,,,
MPTEMP,1,0
MPDATA,EX,1,,5e10
MPDATA,PRXY,1,,0.2
MPTEMP,,,,,,,,
MPTEMP,1,0
```

MPDATA,EX,2,,2.5e10

MPDATA,PRXY,2,,0.2

CYLIND, 0.0381, , 0.0762, -0.0762, 0 , 360,

SPH4, 0, 0, 0.018132

FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1

FITEM, 3, 2

VGEN, , P51X, , , 0.014181, -0.0043001, 0.013756, , , 1

SPH4, 0, 0, 0.010982

FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1

FITEM, 3, 3

VGEN, , P51X, , , -0.0087783, 0.023389, 0.051747, , , 1

SPH4, 0, 0, 0.011322

FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1

FITEM, 3, 4

VGEN, , P51X, , , -0.00081881, 0.0092698, -0.036137, , , 1

SPH4, 0, 0, 0.012333

FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1

FITEM, 3 , 5

VGEN, , P51X, , , 0.019326, 0.00032813, -0.024935, , , 1

SPH4, 0, 0, 0.011244

FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1

FITEM, 3, 6

VGEN, , P51X, , , 0.0011062, -0.0023972, 0.059514, , , 1

SPH4, 0, 0, 0.011498

FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1

FITEM, 3, 7

VGEN, , P51X, , , -0.0088144, -0.018269, -0.019961, , , 1

SPH4, 0, 0, 0.011159

FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1

FITEM, 3, 8

VGEN, , P51X, , , -0.016757, -0.013169, 0.031823, , , 1

SPH4, 0, 0, 0.0069083

FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1

FITEM, 3, 9

VGEN, , P51X, , , -0.018127, 0.012139, -0.020311, , , 1

SPH4, 0, 0, 0.0087978

FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1

FITEM, 3, 10

VGEN, , P51X, , , 0.0059721, 0.023745, 0.036544, , , 1

SPH4, 0, 0, 0.0082211

FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1

FITEM, 3, 11

VGEN, , P51X, , , 0.019589, -0.018502, -0.011831, , , 1

```
SPH4, 0, 0, 0.0067754
FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1
FITEM, 3, 12
VGEN, , P51X, , , -0.018518, 0.020373, 0.035168, , , 1

SPH4, 0, 0, 0.0068995
FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1
FITEM, 3, 13
VGEN, , P51X, , , 0.010516, -0.0026778, -0.068197, , , 1

SPH4, 0, 0, 0.0072117
FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1
FITEM, 3, 14
VGEN, , P51X, , , -0.0043694, 0.007738, -0.0041701, , , 1

SPH4, 0, 0, 0.0080753
FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1
FITEM, 3, 15
VGEN, , P51X, , , 0.0072149, -0.02559, -0.04112, , , 1

SPH4, 0, 0, 0.0081478
FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1
FITEM, 3, 16
VGEN, , P51X, , , -0.007573, 0.015078, 0.018863, , , 1
```

SPH4, 0, 0, 0.0067499

FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1

FITEM, 3, 17

VGEN, , P51X, , , -0.0059782, 0.029395, -0.010982, , , 1

SPH4, 0, 0, 0.0084264

FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1

FITEM, 3, 18

VGEN, , P51X, , , 0.021888, 0.015582, 0.0484, , , 1

SPH4, 0, 0, 0.0065022

FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1

FITEM, 3, 19

VGEN, , P51X, , , -0.028216, -0.00076149, -0.055313, , , 1

SPH4, 0, 0, 0.0071721

FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1

FITEM, 3, 20

VGEN, , P51X, , , -0.012238, -0.018802, 0.006091, , , 1

SPH4, 0, 0, 0.0075705

FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1

FITEM, 3, 21

VGEN, , P51X, , , 0.00015924, -0.025641, 0.062345, , , 1

SPH4, 0, 0, 0.0064229

FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1

FITEM, 3, 22

VGEN, , P51X, , , -0.024414, 0.012187, 0.053047, , , 1

SPH4, 0, 0, 0.0074546

FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1

FITEM, 3, 23

VGEN, , P51X, , , 0.020523, -0.01297, 0.04344, , , 1

SPH4, 0, 0, 0.0077384

FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1

FITEM, 3, 24

VGEN, , P51X, , , 0.00012185, -0.023716, 0.037044, , , 1

SPH4, 0, 0, 0.0085689

FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1

FITEM, 3, 25

VGEN, , P51X, , , -0.021049, 0.00027049, 0.013332, , , 1

SPH4, 0, 0, 0.0092309

FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1

FITEM, 3, 26

VGEN, , P51X, , , -0.0091919, -0.023439, -0.062736, , , 1

SPH4, 0, 0, 0.0076169

FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1

FITEM, 3, 27

VGEN, , P51X, , , -0.0059963, 0.014927,-0.054548, , , 1

SPH4, 0, 0, 0.0079405

FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1

FITEM, 3, 28

VGEN, , P51X, , , 0.011479, 0.024264, 0.017144, , , 1

SPH4, 0, 0, 0.0084328

FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1

FITEM, 3, 29

VGEN, , P51X, , , -0.021926, 0.010417, -0.065904, , , 1

SPH4, 0, 0, 0.0079048

FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1

FITEM, 3, 30

VGEN, , P51X, , , -0.019282, 0.018859, 0.0010855, , , 1

SPH4, 0, 0, 0.0079472

FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1

FITEM, 3, 31

VGEN, , P51X, , , -0.0046499, -0.00064964, -0.061789, , , 1

SPH4, 0, 0, 0.0069286

FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1

FITEM, 3, 32

VGEN, , P51X, , , -0.022975, 0.0077374, 0.068042, , , 1

```
SPH4, 0, 0, 0.0057358
FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1
FITEM, 3, 33
VGEN, , P51X, , , -0.00070967, 0.028984, -0.049332, , , 1
```

```
SPH4, 0, 0, 0.0055191
FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1
FITEM, 3, 34
VGEN, , P51X, , , -0.0059767, 0.029852, 0.020348, , , 1
```

```
SPH4, 0 , 0, 0.0051719
FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1
FITEM, 3, 35
VGEN, , P51X, , , -0.0017094, -0.029118, -0.00065429, , , 1
```

```
SPH4, 0, 0, 0.0059668
FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1
FITEM, 3, 36
VGEN, , P51X, , , 0.029078, 0.0074312, -0.0031436, , , 1
```

```
SPH4, 0, 0, 0.0050772
FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1
FITEM, 3, 37
VGEN, , P51X, , , 0.0084298, -0.026874, -0.024677, , , 1
```

```
SPH4, 0, 0, 0.0055236
```

FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1

FITEM, 3, 38

VGEN, , P51X, , , 0.017215, -0.026273, 0.037469, , , 1

SPH4, 0, 0, 0.0057704

FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1

FITEM, 3, 39

VGEN, , P51X, , , 0.0011334, 0.016663, 0.066854, , , 1

SPH4, 0, 0, 0.0062063

FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1

FITEM, 3, 40

VGEN, , P51X, , , 0.013894, -0.011426, -0.042861, , , 1

SPH4, 0, 0, 0.0051013

FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1

FITEM, 3, 41

VGEN, , P51X, , , 0.022476, 0.0083931, -0.053376, , , 1

SPH4, 0, 0, 0.0050341

FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1

FITEM, 3, 42

VGEN, , P51X, , , -0.0074834, -0.024978, -0.044897, , , 1

SPH4, 0, 0, 0.0055461

FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1

FITEM, 3, 43

VGEN, , P51X, , , -0.022533, -0.0050111, -0.010815, , , 1

SPH4, 0, 0, 0.0051622

FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1

FITEM, 3, 44

VGEN, , P51X, , , 0.029183, 0.0078941, 0.034428, , , 1

SPH4, 0, 0, 0.0049555

FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1

FITEM, 3, 45

VGEN, , P51X, , , 0.015979, 0.019238, -0.010424, , , 1

SPH4, 0, 0, 0.005287

FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1

FITEM, 3, 46

VGEN, , P51X, , , -0.019552, 0.0087182, -0.049128, , , 1

SPH4, 0, 0, 0.0058573

FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1

FITEM, 3, 47

VGEN, , P51X, , , 0.00081145, -0.025877, 0.021415, , , 1

SPH4, 0, 0, 0.0047924

FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1

FITEM, 3, 48

VGEN, , P51X, , , 0.010249, 0.016225, -0.049494, , , 1

SPH4, 0, 0, 0.0052647

FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1

FITEM, 3, 49

VGEN, , P51X, , , 0.024881, -0.016973, -0.066105, , , 1

SPH4, 0, 0, 0.0049231

FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1

FITEM, 3, 50

VGEN, , P51X, , , 0.012425, 0.024369, -0.023252, , , 1

SPH4, 0, 0, 0.00548

FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1

FITEM, 3, 51

VGEN, , P51X, , , 0.022641, 0.020132, 0.066199, , , 1

SPH4, 0, 0, 0.005138

FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1

FITEM, 3, 52

VGEN, , P51X, , , -0.010823, -0.0038582, 0.045172, , , 1

SPH4, 0, 0, 0.0058836

FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1

FITEM, 3, 53

VGEN, , P51X, , , -0.012288, 0.027508 , -0.067201, , , 1

SPH4, 0, 0 , 0.0058026

FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1

FITEM, 3, 54

VGEN, , P51X, , , -0.022369, -0.019691, 0.056342, , , 1

SPH4, 0, 0, 0.0050281

FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1

FITEM, 3, 55

VGEN, , P51X, , , 0.017567, 0.026789, -0.061534, , , 1

SPH4, 0, 0, 0.0061456

FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1

FITEM, 3, 56

VGEN, , P51X, , , -0.010156, 0.026198, -0.030175, , , 1

SPH4, 0, 0, 0.0054161

FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1

FITEM, 3, 57

VGEN, , P51X, , , 0.028407, 0.0044667, 0.065129, , , 1

SPH4, 0, 0, 0.0058794

FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1

FITEM, 3, 58

VGEN, , P51X, , , 0.019995, 0.019614, 0.031147, , , 1

SPH4, 0, 0, 0.0048592

FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1

FITEM, 3, 59

VGEN, , P51X, , , 0.0045632, -0.018034, -0.0049384, , , 1

SPH4, 0, 0, 0.0057936

FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1

FITEM, 3, 60

VGEN, , P51X, , , -0.024103, 0.0032215, -0.036471, , , 1

SPH4, 0, 0, 0.0054956

FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1

FITEM, 3, 61

VGEN, , P51X, , , 0.028738, -0.0054694, -0.064785, , , 1

SPH4, 0, 0, 0.0052035

FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1

FITEM, 3, 62

VGEN, , P51X, , , 0.00078958, 0.031811, -0.02794, , , 1

SPH4, 0, 0, 0.0057265

FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1

FITEM, 3, 63

VGEN, , P51X, , , -0.0017723, -0.013793, -0.048741, , , 1

SPH4, 0, 0, 0.0058529

FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1

FITEM, 3, 64

VGEN, , P51X, , , 0.028697, 0.0094038, -0.041814, , , 1


```
SPH4, 0, 0, 0.0048849
FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1
FITEM, 3, 65
VGEN, , P51X, , , 0.0014459, 0.009979, 0.029178, , , 1

SPH4, 0, 0, 0.0054259
FLST, 3, , 1, 6, ORDE, 1
FITEM, 3, 66
VGEN, , P51X, , , -0.018709, -0.021619, -0.036667, , , 1

SPH4, 0, 0, 0.0057111
FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1
FITEM, 3, 67
VGEN, , P51X, , , -0.015606, 0.024017, -0.042928, , , 1

SPH4, 0, 0, 0.0061957
FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1
FITEM, 3, 68
VGEN, , P51X, , , 0.0093059, 0.018051, 0.00038453, , , 1

SPH4, 0, 0, 0.0061928
FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1
FITEM, 3, 69
VGEN, , P51X, , , 0.011686, -0.027339, -0.061768, , , 1
```

SPH4, 0 , 0, 0.005452

FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1

FITEM, 3, 70

VGEN, , P51X, , , 0.015243, 0.0051729, -0.044801, , , 1

SPH4, 0 , 0, 0.0052423

FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1

FITEM, 3, 71

VGEN, , P51X, , , -0.025496, -0.0087388, -0.023682, , , 1

SPH4, 0, 0, 0.0052949

FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1

FITEM, 3, 72

VGEN, , P51X, , , 0.028428, -0.0036133, 0.050484, , , 1

SPH4, 0, 0, 0.0059685

FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1

FITEM, 3, 73

VGEN, , P51X, , , -0.015293, -0.010739, 0.067452, , , 1

SPH4, 0, 0, 0.0062697

FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1

FITEM, 3, 74

VGEN, , P51X, , , 0.012147, 0.027405, -0.043087, , , 1

SPH4, 0, 0, 0.0051743

FLST, 3, 1, 6, ORDE, 1

```
FITEM, 3, 75
VGEN, , P51X, , , -0.023795, -0.0069803, 0.047531, , , 1

FLST, 2, 1, 6, ORDE, 1
FITEM, 2, 1
FLST, 3, 74, 6, ORDE, 2
FITEM, 3, 2
FITEM, 3, -75
VSBV, P51X, P51X, , , KEEP
```

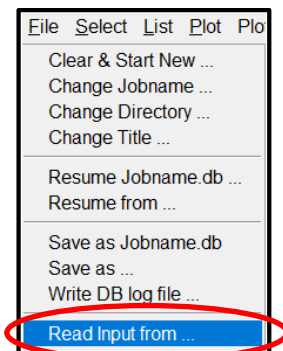

**C. Anexo: Uso del modelo de William
– Warnke y el modelo de Microplanos
en ANSYS APDL**

Para la simulación de los ensayos de compresión inconfiada sobre cilindros de mortero, agregado y concreto, se hace uso de la implementación del modelo de William - Warnke y el modelo de Microplanos, que se encuentran en la versión 19.2 de ANSYS APDL. A continuación, se presenta una breve descripción del empleo de esta herramienta computacional para cada modelo usado.

i. Uso del Modelo William-Warnke en ANSYS APDL

El archivo de texto con la geometría del cilindro de concreto a escala mesoscópica, puede ser elaborado en MatLab, tal como se detalla en el Capítulo 3 y en el Anexo A. Para poder leer el archivo txt que se ha generado en Matlab, se debe acceder a la pestaña "File", donde se ubica el comando "Read Input from", el cual permite seleccionar el archivo de texto y leer la geometría contenida en él. La ubicación del comando "Read Input from", se presenta en la Ilustración 1.

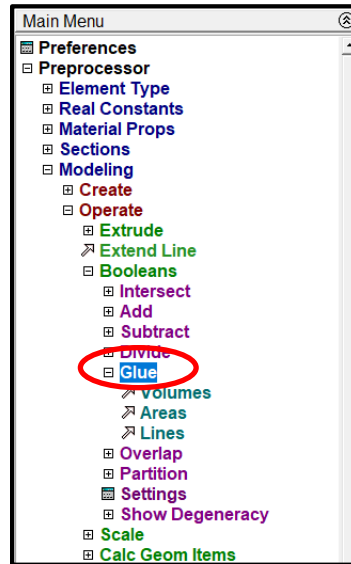
Ilustración 1. Pestaña con la ubicación del comando "Read Input from" en ANDYS APDL.



Fuente: Captura de pantalla tomada de ANSYS APDL.

Una vez leído el archivo txt, ANSYS APDL presenta la geometría en pantalla, pero aun las esferas y el mortero son elementos no conectados, razón por la cual es necesario aplicar el operador GLU, que puede ser encontrado en el menú principal (Main Menu). El comando GLUE, une las partículas esféricas con el mortero circundante, de tal forma que al ser aplicado a todas las esferas y al mortero, ya no existe discontinuidad entre los volúmenes que representan estos dos materiales. La ubicación del comando GLUE se muestra en la Ilustración 2.

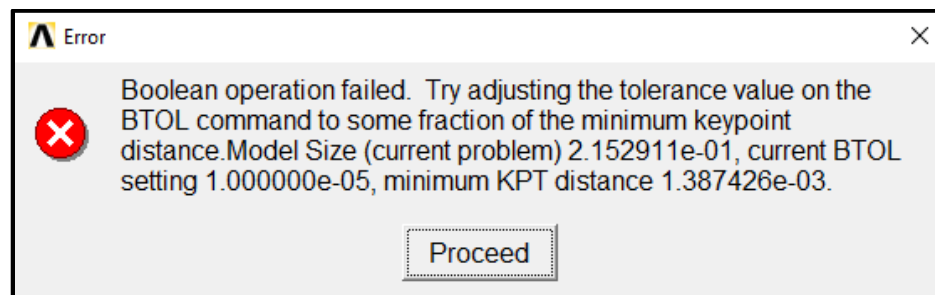
Ilustración 2. Ubicación del comando “Glue” en ANDYS APDL.



Fuente: Captura de pantalla tomada de ANSYS APDL.

En este punto surge el primer obstáculo, ya que es común que ANSYS presente un mensaje de error donde se advierte la existencia de problemas con la tolerancia, sin embargo, este problema puede ser solucionado al seccionar todos los volúmenes y aplicarles un desplazamiento como cuerpo rígido en cualquier dirección, tras lo cual se aplica nuevamente el operador GLUE. Es posible que este proceso deba realizarse en múltiples ocasiones, hasta lograr que el mismo se ejecute correctamente (este paso es bastante tedioso y se recomienda que la geometría en Matlab y la simulación en ANSYS APDL, se realicen en el mismo computador). El mensaje de error mostrado en ANSYS APDL, se presenta en la Ilustración 3.

Ilustración 3. Mensaje error derivado de problemas con la tolerancia al aplicar “Glue” en ANDYS APDL

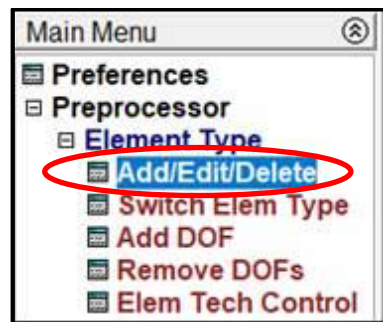


Fuente: Captura de pantalla tomada de ANSYS APDL.

Una vez se logra la continuidad entre las esferas y el mortero, es decir cuando se logra aplicar con éxito el comando “GLUE”, se selecciona el elemento finito a emplear en la simulación. Para el modelo de William – Warnke, identificado en ANSYS APDL como Concrete, se debe usar el elemento finito Concrete65.

En la Ilustración 4, se presenta la ubicación de la librería de elementos finitos disponibles en ANSYS APDL versión 19.2.

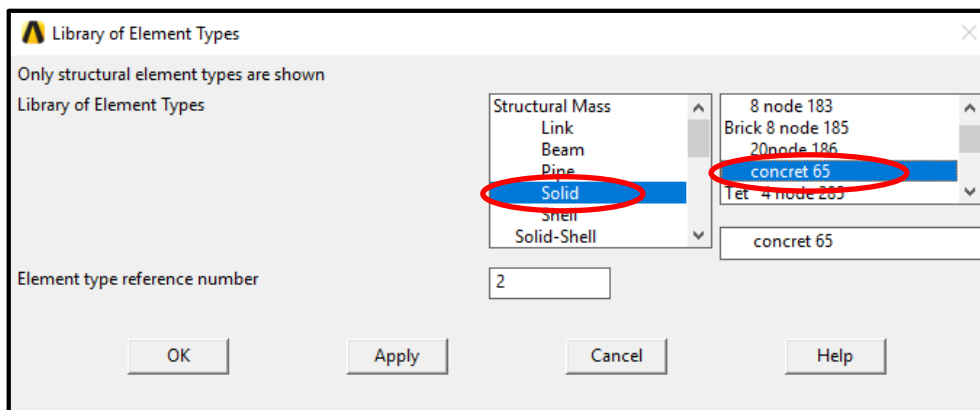
Ilustración 4. Acceso al listado de elementos finitos disponibles en ANSYS APDL.



Fuente: Captura de pantalla tomada de ANSYS APDL.

Al acceder a la librería de elementos finitos disponibles en ANSYS APDL versión 19.2, nos dirigimos al Capítulo “Structural Mass”, donde podemos encontrar el elemento finito sólido “Concrete65”. La ubicación del elemento finito “concrete 65” se presenta a continuación en la Ilustración 5.

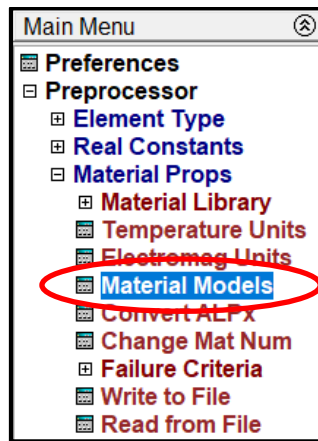
Ilustración 5. Selección del elemento finito “concrete 65” en ANDYS APDL.



Fuente: Captura de pantalla tomada de ANSYS APDL.

El siguiente paso consiste en crear los dos modelos materiales que hacen parte de la muestra a escala mesoscópica. A cada modelo material se le asignan sus propiedades elásticas (isotrópico lineal para este caso), y se le asigna el modelo de William et. al, el cual en ANSYS APDL, lleva por nombre “Concrete”. La ubicación de la librería de modelos materiales, se muestra en la Ilustración 6.

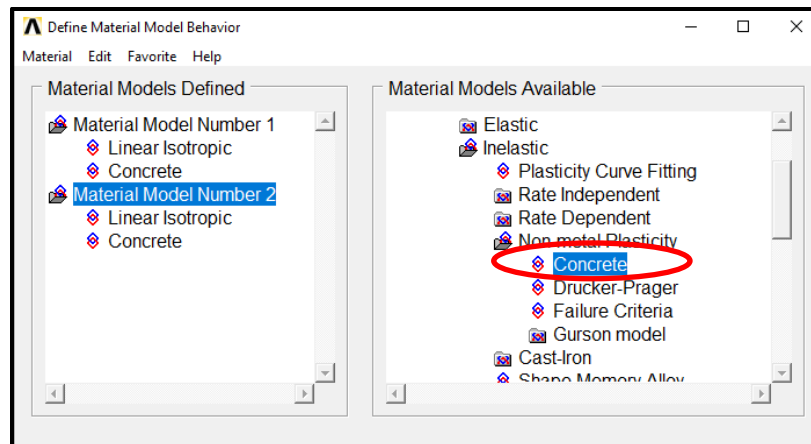
Ilustración 6. Ubicación de la librería de modelos materiales, disponibles en ANSYS APDL.



Fuente: Captura de pantalla tomada de ANSYS APDL.

En la librería “Material Models”, podemos acceder al modelo elástico lineal isotrópico, y al modelo “Concrete”, como se ejemplifica en la Ilustración 7.

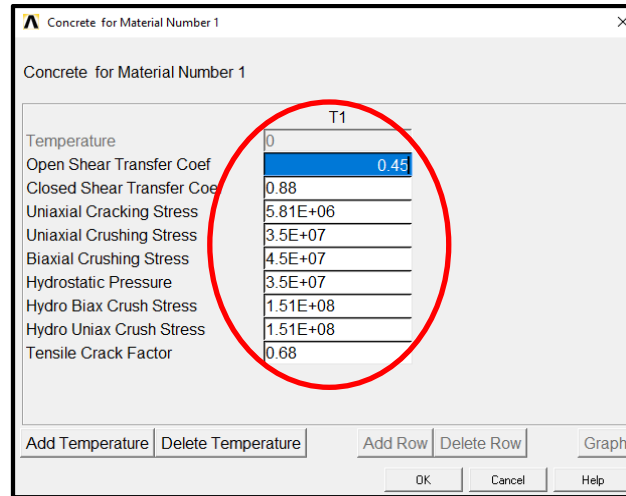
Ilustración 7. Selección del modelo material “concrete” en ANDYS APDL.



Fuente: Captura de pantalla tomada de ANSYS APDL.

Los parámetros para el modelo elástico lineal y para el modelo Concrete, se introducen en tablas destinadas a la captura de datos. Este proceso se muestra en la Ilustración 8.

Ilustración 8. Ejemplo de llenado de los parámetros requeridos por el modelo “concrete” en ANDYS APDL.



Fuente: Captura de pantalla tomada de ANSYS APDL.

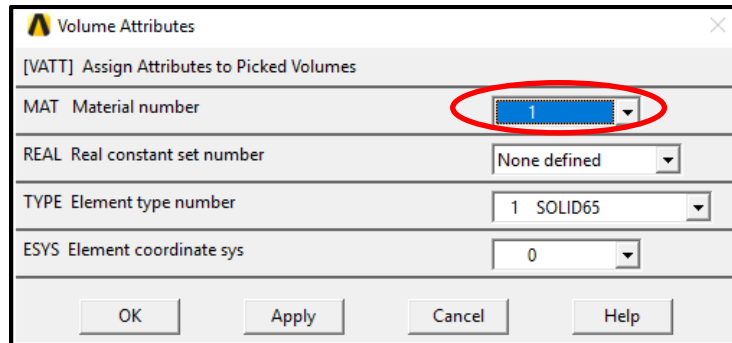
Después de haber realizado los pasos anteriores, se procede a asignar el modelo material a cada volumen de la muestra. En primer lugar, se recomienda asignar el material 1 (agregado), a todos los volúmenes (Pick All). Los pasos a seguir se muestran en la Ilustración 9 y 10.

Ilustración 9. Selección de todos los volúmenes de un modelo en ANDYS APDL.



Fuente: Captura de pantalla tomada de ANSYS APDL.

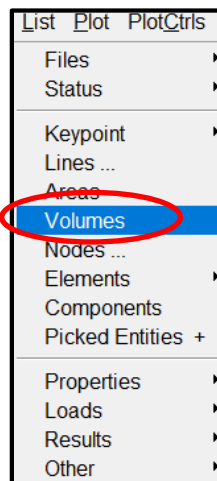
Ilustración 10. Asignación del modelo material a los volúmenes seleccionados en ANSYS APDL.



Fuente: Captura de pantalla tomada de ANSYS APDL.

Posteriormente, se asigna el modelo material al mortero (material 2). Para esto, se siguen los pasos indicados en la Ilustración 9 y 10, pero en lugar de seleccionar la opción “Pick All”, se escribe el número que identifica al mortero (en la ilustración 9). Para conocer el número del volumen que representa al mortero, se accede a la pestaña “List”, y se selecciona el comando “Volumes” (Ilustración 11), el cual despliega una lista con todos los volúmenes existentes. El número del volumen que representa al mortero, es el mayor de la lista, y esto se debe a la secuencia con la que se escriben los comandos en el archivo txt creado en Matlab, el cual es leído por ANSYS APDL, para crear la geometría a escala mesoscópica del concreto.

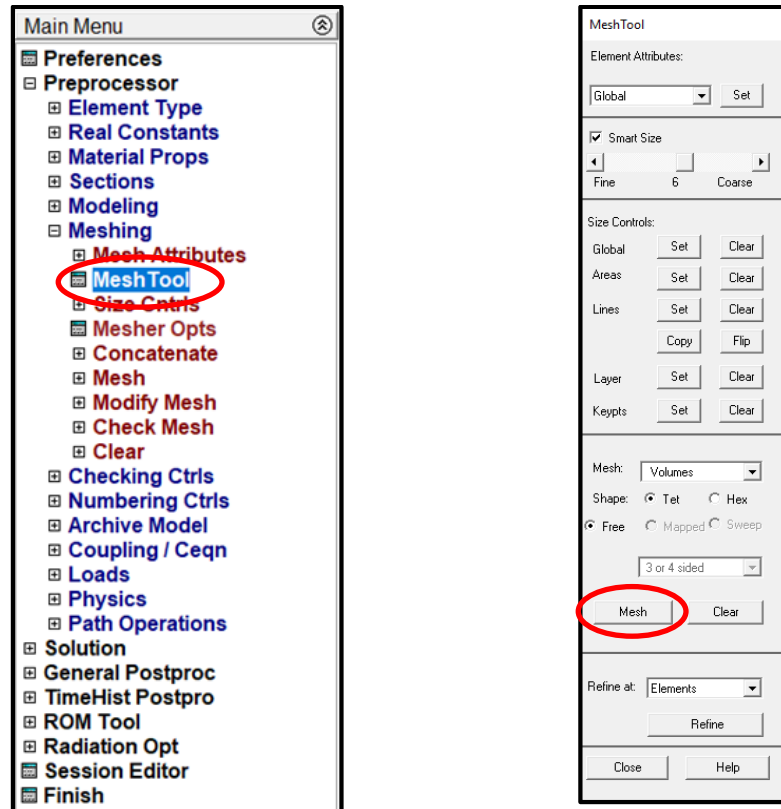
Ilustración 11. Selección del listado de volúmenes con su número de identificación - ANDYS APDL.



Fuente: Captura de pantalla tomada de ANSYS APDL.

Finalizada la asignación de materiales, se procede a enmallar el modelo, para lo cual se hace uso del comando “Mesh Tool”, que puede ser encontrado en el menú principal, como se puede observar en la Ilustración 12. En el cuadro que se despliega al picar sobre el comando “Mesh Tool”, puede seleccionarse diferentes tamaños para la malla de elementos finitos, el tipo de enmallado a realizar, la forma del elemento finito, etc.

Ilustración 12. Ubicación del comando para enmallado en ANSYS APDL.

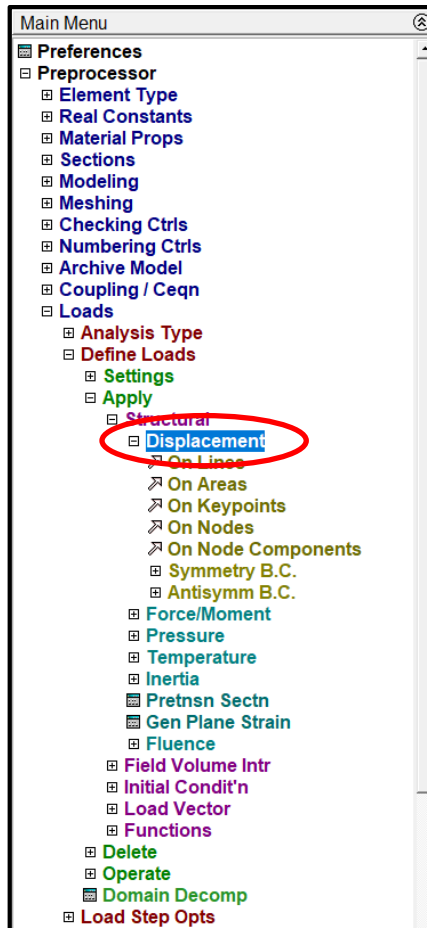


Fuente: Captura de pantalla tomada de ANSYS APDL.

El paso siguiente consiste en aplicar cargas y restricciones al modelo, es decir se definen las condiciones de frontera. Para el caso de la presente investigación, las cargas aplicadas al cilindro que representa el concreto simple a escala mesoscópica, son desplazamientos impuestos sobre las caras planas del cilindro y sobre algunos nodos. Para esto, en el menú principal, se accede al comando “Loads”, y en la lista que se despliega se selecciona “Displacement”, con lo cual se pueden aplicar desplazamientos sobre las caras del cilindro que posteriormente el programa asigna a los nodos que la integran, o puede aplicarse desplazamientos a uno o varios nodos, que el usuario de ANSYS APDL puede seleccionar

a voluntad. La ubicación del comando “Loads”, puede observarse en la Ilustración 13, donde también se observa el listado de posibles líneas, áreas, nodos y alternativas para aplicar desplazamientos en contorno del cilindro de concreto.

Ilustración 13. Ubicación del comando para la aplicación de cargas al modelo en ANSYS APDL.



Fuente: Captura de pantalla tomada de ANSYS APDL.

Una vez se ha finalizado la aplicación de cargas al modelo, se definen algunos controles que deben aplicarse en la etapa posterior de solución del modelo. Para esto se usa el comando “Solution”, que se encuentra en la pestaña “Main Menu”.

Al picar sobre el comando “Solution”, se despliega un listado de opciones, de las cuales seleccionamos “Sol’n Controls”, que a su vez despliega un cuadro donde pueden seleccionarse diferentes alternativas de solución, como, por ejemplo, el número de pasos

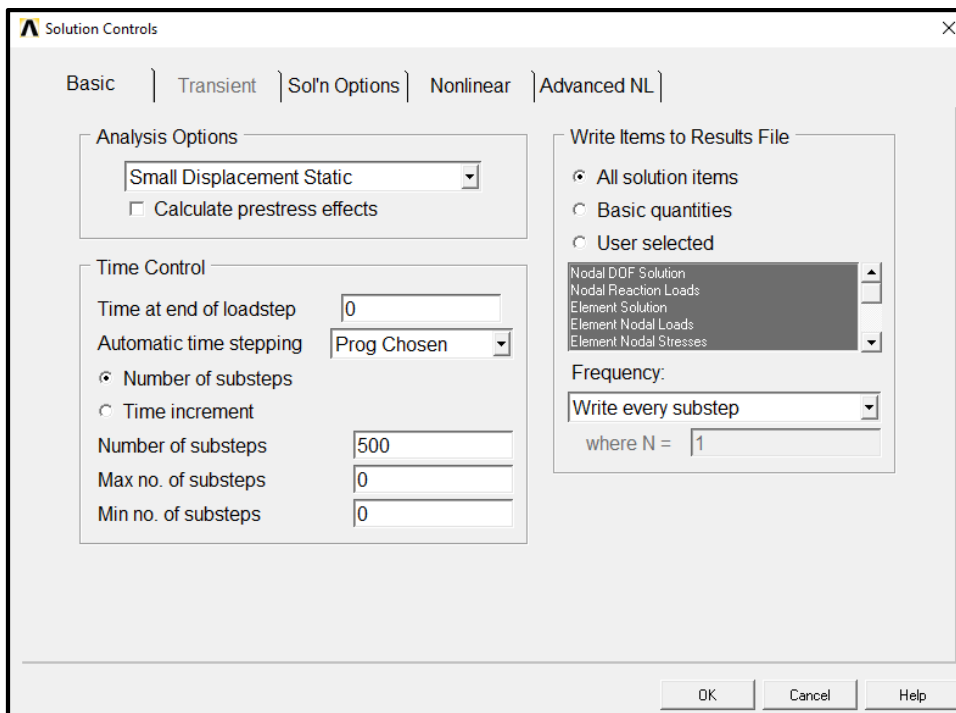
en que inicialmente se divide la etapa de carga, la frecuencia con la que se guardan los resultados de la simulación, el máximo número de pasos de carga que ejecutara el programa, etc. En las imágenes 14 y 15, se presenta la secuencia de pasos a seguir para fijar los controles a imponer en la etapa de solución del modelo.

Ilustración 14. Ubicación del comando “solution controls” en ANSYS APDL.



Fuente: Captura de pantalla tomada de ANSYS APDL.

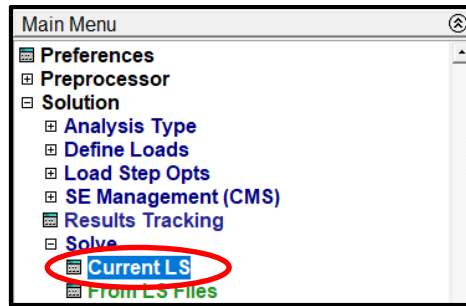
Ilustración 15. Detalle de la ventana “solution controls” en ANSYS APDL.



Fuente: Captura de pantalla tomada de ANSYS APDL.

Finalmente, le damos solución al modelo con “Current LS”, el cual puede ser encontrado en el menú principal, bajo el comando “Solve”. En la Ilustración 16, puede observarse la ubicación del comando “Current LS”.

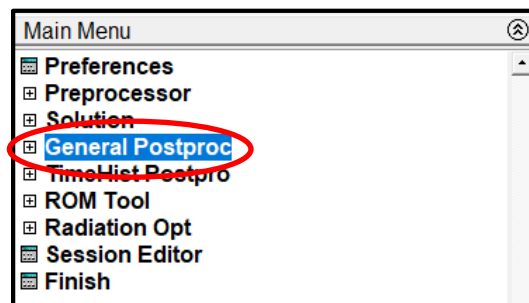
Ilustración 16. Ubicación del comando “Current LS” con el cual se da solución al modelo en ANSYS APDL.



Fuente: Captura de pantalla tomada de ANSYS APDL.

Para visualizar los resultados, ANSYS APDL cuenta con múltiples herramientas, las cuales pueden ser encontradas en la barra de herramientas, o en el menú principal. Por ejemplo, en el menú principal, puede encontrarse las pestañas “General Postproc” y “TimeHist Postpro”, las cuales dan acceso a diferentes opciones para la presentación gráfica y numérica de los resultados obtenidos en las simulaciones. La ubicación del comando “General Postproc” y “TimeHist Postpro”, se muestra en la Ilustración 17.

Ilustración 17. Ubicación del comando “General Postproc” mediante el cual se pueden observar los resultados de la simulación en ANSYS APDL.



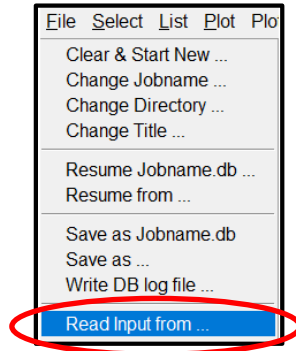
Fuente: Captura de pantalla tomada de ANSYS APDL.

ii. Uso del modelo de Microplanos en ANSYS APDL

El archivo de texto con la geometría del cilindro de concreto a escala mesoscópica, puede ser elaborado en MatLab, tal como se detalla en el Capítulo 3 y en el Anexo A. Para poder leer el archivo txt que se ha generado en Matlab, se debe acceder a la pestaña “File”, donde se ubica el comando “Read Input from”, el cual permite seleccionar el archivo de

texto y leer la geometría contenida en él. La ubicación del comando “Read Input from”, se presenta en la Ilustración 18.

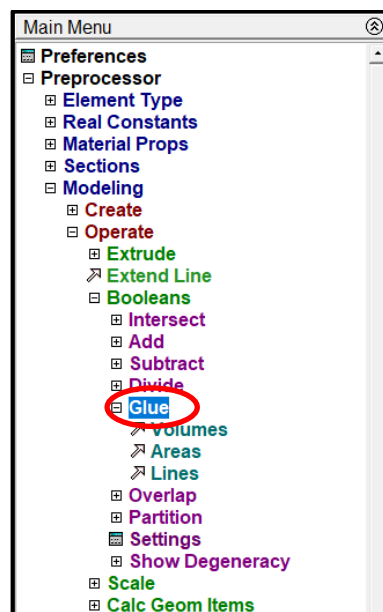
Ilustración 18. Pestaña con la ubicación del comando “Read Input from” en ANDYS APDL.



Fuente: Tomado de ANSYS APDL.

Una vez leído el archivo txt, ANSYS APDL presenta la geometría en pantalla, pero aun las esferas y el mortero son elementos no conectados, razón por la cual es necesario aplicar el operador GLU, que puede ser encontrado en el menú principal (Main Menu).

Ilustración 19. Ubicación del comando “GLUE” en ANSYS APDL.

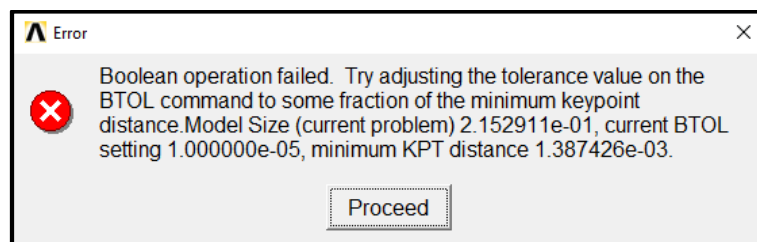


Fuente: Tomado de ANSYS APDL.

El comando GLUE, une las partículas esféricas con el mortero circundante, de tal forma que al ser aplicado a todas las esferas y al mortero, ya no existe discontinuidad entre los volúmenes que representan estos dos materiales. La ubicación del comando GLUE se muestra en la Ilustración 19.

En este punto surge el primer obstáculo, ya que es común que ANSYS presente un mensaje de error donde se advierte la existencia de problemas con la tolerancia, sin embargo, este problema puede ser solucionado al seccionar todos los volúmenes y aplicarles un desplazamiento como cuerpo rígido en cualquier dirección, tras lo cual se aplica nuevamente el operador GLUE. Es posible que este proceso deba realizarse en múltiples ocasiones, hasta lograr que el mismo se ejecute correctamente (este paso es bastante tedioso y se recomienda que la geometría en Matlab y la simulación en ANSYS APDL, se realicen en el mismo computador). El mensaje de error mostrado en ANSYS APDL, se presenta en la Ilustración 20.

Ilustración 20. Mensaje error derivado de problemas con la tolerancia al aplicar “GLUE” en ANDYS APDL.

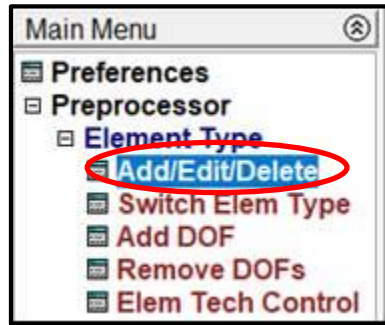


Fuente: Tomado de ANSYS APDL.

Una vez se logra la continuidad entre las esferas y el mortero, es decir cuando se logra aplicar con éxito el comando “GLUE”, se selecciona el elemento finito a emplear en la simulación. Para el modelo de Microplanos, identificado en ANSYS APDL como “Microplane Model”, se recomienda usar el elemento finito CPT215.

En la Ilustración 21, se presenta la ubicación de la librería de elementos finitos disponibles en ANSYS APDL versión 19.2.

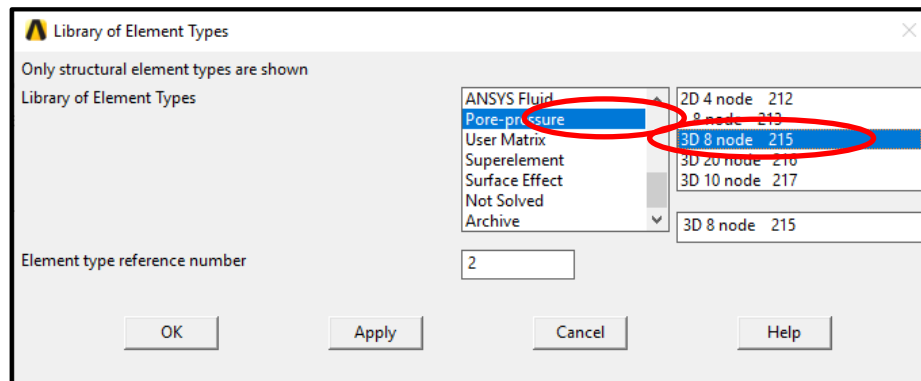
Ilustración 21. Acceso al listado de elementos finitos disponibles en ANSYS APDL.



Fuente: Tomado de ANSYS APDL.

Al acceder a la librería de elementos finitos disponibles en ANSYS APDL versión 19.2, nos dirigimos al Capítulo “Pore-pressure”, donde podemos encontrar el elemento finito CPT215, identificado en el listado como “3D 8 node 215”, que es. La ubicación del elemento finito CPT215 se presenta a continuación en la Ilustración 22.

Ilustración 22. Selección del elemento finito “CPT215” en ANDYS APDL.

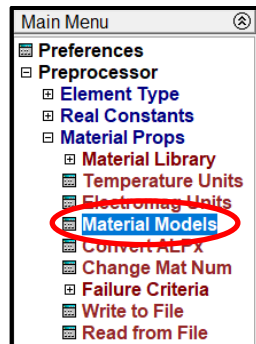


Fuente: Tomado de ANSYS APDL

El siguiente paso consiste en crear los dos modelos materiales que hacen parte de la muestra a escala mesoscópica. A cada modelo material se le asignan sus propiedades elásticas (isotrópico lineal para este caso), y se le asigna el modelo de Microplanos, el cual en ANSYS APDL, lleva por nombre “*Coupled Damage-Plasticity Microplane Model*”.

La ubicación de la librería de modelos materiales, se muestra en la Ilustración 23.

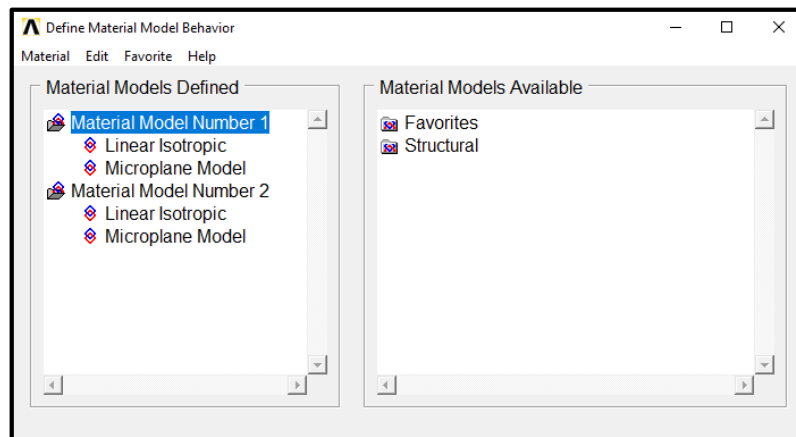
Ilustración 23. Ubicación de la librería de modelos materiales, disponibles en ANSYS APDL.



Fuente: Tomado de ANSYS APDL.

En la librería “Material Models”, podemos acceder al modelo elástico lineal isotrópico, y al modelo “Microplane Model”, como se ejemplifica en la Ilustración 24.

Ilustración 24. Selección del modelo material “Microplane Model” en ANDYS APDL.



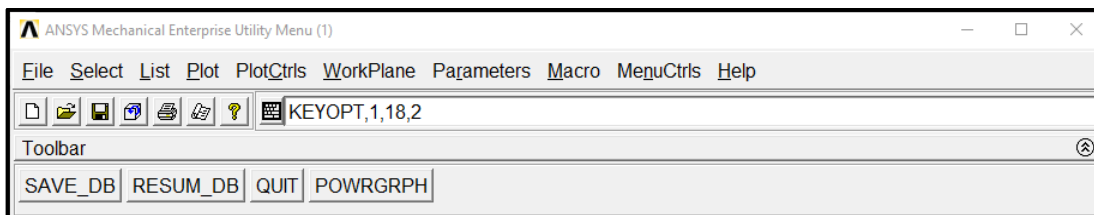
Fuente: Tomado de ANSYS APDL.

Después de haber asignado los parámetros requeridos por el modelo material elástico lineal e isotrópico, también es necesario asignar los parámetros requeridos por el modelo de microplanos, sin embargo, en este último caso y a diferencia del modelo elástico u otros tipos de modelos disponibles en ANSYS APDL 19.2, el modelo de microplanos usado (*Coupled Damage-Plasticity Microplane Model*), no puede ser seleccionado directamente de la librería de modelos (*Material Models Available*), y por tanto no existe una tabla de

entrada donde se puedan ingresar los parámetros del modelo, razón por la cual deben ser incluidos mediante comandos escritos.

En primer lugar, se deben activar 2 grados de libertad adicionales para cada nodo de la malla de elementos finitos, esto se logra con el comando "KEYOPT,1,18,2", como se muestra en la Ilustración 25.

Ilustración 25. Comando para activar 2 grados de libertad adicionales para cada nodo de la malla de elementos finitos.



Fuente: Tomado de ANSYS APDL.

Luego se crea el modelo de Microplanos, para lo cual se deben introducir los siguientes comandos, sin omitir comas o espacios. Para el material 1, los comandos son,

```
TB,MPLA,1, , ,DPC
```

```
TBDATA,1,  $f_{uc}$ ,  $f_{bc}$ ,  $f_{ut}$ ,  $R_T$ ,  $D$ ,  $\sigma_V^C$ 
```

```
TBDATA,7,  $R$ ,  $\gamma_{t0}$ ,  $\gamma_{C0}$ ,  $\beta_t$ ,  $\beta_C$ 
```

```
TB,MPLA,1, , ,NLOCAL
```

```
TBADATA,1,  $C$ ,  $m$ 
```

Para el material 2, los comandos son,

```
TB,MPLA,2, , ,DPC
```

```
TBDATA,1,  $f_{uc}$ ,  $f_{bc}$ ,  $f_{ut}$ ,  $R_T$ ,  $D$ ,  $\sigma_V^C$ 
```

```
TBDATA,7,  $R$ ,  $\gamma_{t0}$ ,  $\gamma_{C0}$ ,  $\beta_t$ ,  $\beta_C$ 
```

```
TB,MPLA,2, , ,NLOCAL
```

```
TBADATA,1,  $C$ ,  $m$ 
```

Una vez incluidos estos comandos, ya podrá verse que el modelo de microplanos fue asignado a cada material (Ilustración 24). Sin embargo, los datos introducidos solo son

visibles al acceder a la pestaña “List” de la barra de herramientas, donde debe activarse el comando “Properties”, que a su vez da acceso a otro listado de comandos, de los cuales se debe seleccionar “Data Tables”. Esta etapa de verificación es importante, ya que es fácil cometer errores en la asignación de parámetros al modelo de Microplanos. El proceso para verificar la información introducida al modelo se presenta en la Ilustración 26.

Ilustración 26. Ubicación del comando “Data Tables”, para la verificación de los datos insertados al programa.

The screenshot displays the ANSYS APDL interface. On the left, the 'List' menu is open, showing a path: List > Properties > Data Tables. The 'Data Tables' option is highlighted. The main window shows the output of the 'LIST DATA TABLE' command for material 1 and 2. The output is as follows:

```

LIST DATA TABLE  MPLA  FOR ALL MATERIALS

Micropla (MPLA) Table For Material  1
Coupled Damage-Plasticity Microplane Model

      1
Temps  0.000000e+00
fuc    3.300000e+01
fub    3.600000e+01
fut    3.300000e+00
Rt     1.000000e+00
Dx     1.000000e+00
sigVcD -4.950000e+01
Rx     2.000000e+00
gantD  0.000000e+00
gancD  2.000000e-06
betat  4.000000e+03
betac  2.500000e+03

Micropla (MPLA) Table For Material  1
Nonlocal parameters

      1
Temps  0.000000e+00
c      2.000000e-05
n      2.500000e+00

Micropla (MPLA) Table For Material  2
Coupled Damage-Plasticity Microplane Model

      1
Temps  0.000000e+00
fuc    3.500000e+01
fub    4.500000e+01
fut    5.810000e+00
Rt     1.000000e+00
Dx     4.000000e+04
sigVcD -5.250000e+01
Rx     2.000000e+00
gantD  0.000000e+00
gancD  2.000000e-06
betat  4.000000e+03
betac  2.500000e+03

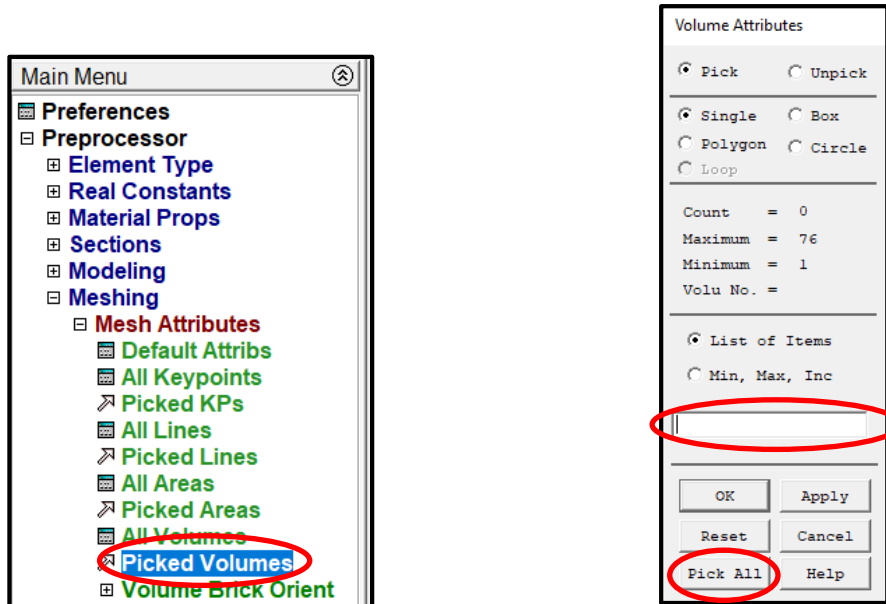
Micropla (MPLA) Table For Material  2
Nonlocal parameters

      1
Temps  0.000000e+00
c      2.000000e-05
n      2.500000e+00
    
```

Fuente: Tomado de ANSYS APDL.

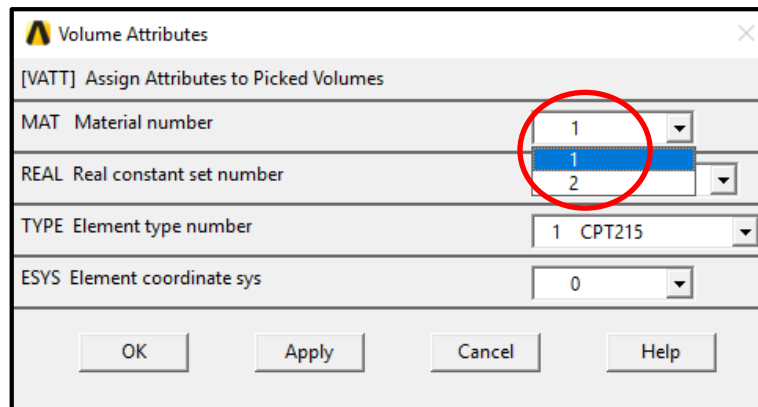
Después de haber realizado los pasos anteriores, se procede a asignar el modelo material a cada volumen de la muestra. En primer lugar, se recomienda asignar el material 1 (agregado), a todos los volúmenes (Pick All). Los pasos a seguir se muestran en la Ilustración 27 y 28.

Ilustración 27. Selección de todos los volúmenes de un modelo en ANDYS APDL.



Fuente: Tomado de ANSYS APDL

Ilustración 28. Asignación del modelo material a los volúmenes seleccionados en ANDYS APDL

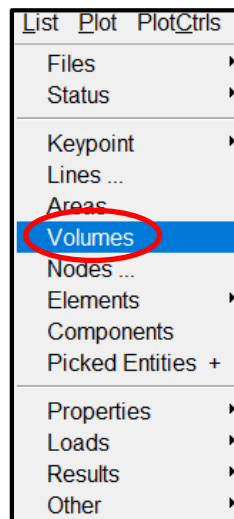


Fuente: Tomado de ANSYS APDL.

Posteriormente, se asigna el modelo material al mortero (material 2). Para esto, se siguen los pasos indicados en la Ilustración 27 y 28, pero en lugar de seleccionar la opción “Pick All”, se escribe el número que identifica al mortero (en la ilustración 27). Para conocer el número del volumen que representa al mortero, se accede a la pestaña “List”, y se selecciona el comando “Volumes” (Ilustración 29), el cual despliega una lista con todos los volúmenes existentes.

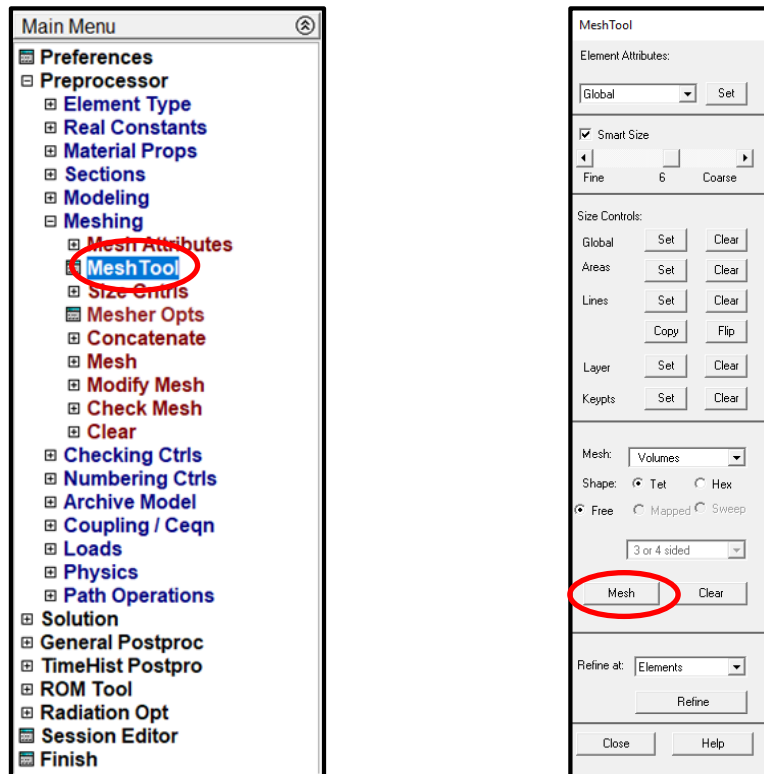
El número del volumen que representa al mortero, es el mayor de la lista, y esto se debe a la secuencia con la que se escriben los comandos en el archivo txt creado en Matlab, el cual es leído por ANSYS APDL, para crear la geometría a escala mesoscópica del concreto.

Ilustración 29. Selección del listado de volúmenes con su número de identificación - ANDYS APDL.



Fuente: Tomado de ANSYS APDL.

Finalizada la asignación de materiales, se procede a enmallar el modelo, para lo cual se hace uso del comando “Mesh Tool”, que puede ser encontrado en el menú principal, como se puede observar en la Ilustración 30. En el cuadro que se despliega al picar sobre el comando “Mesh Tool”, puede seleccionarse diferentes tamaños para la malla de elementos finitos, el tipo de enmallado a realizar, la forma del elemento finito, etc.

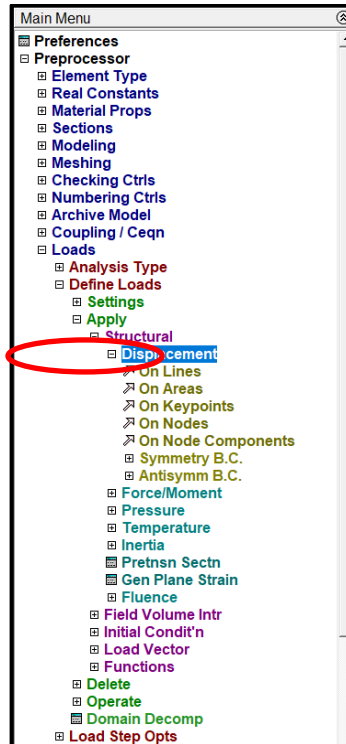
Ilustración 30. Ubicación del comando para enmallado en ANSYS APDL.

Fuente: Tomado de ANSYS APDL.

El paso siguiente consiste en aplicar cargas y restricciones al modelo, es decir se definen las condiciones de frontera. Para el caso de la presente investigación, las cargas aplicadas al cilindro que representa el concreto simple a escala mesoscópica, son desplazamientos impuestos sobre las caras planas del cilindro y sobre algunos nodos. Para esto, en el menú principal, se accede al comando “Loads”, y en la lista que se despliega se selecciona “Displacement”, con lo cual se pueden aplicar desplazamientos sobre las caras del cilindro que posteriormente el programa asigna a los nodos que la integran, o puede aplicarse desplazamientos a uno o varios nodos, que el usuario de ANSYS APDL puede seleccionar a voluntad.

La ubicación del comando “Loads”, puede observarse en la Ilustración 31, donde también se observa el listado de posibles líneas, áreas, nodos y alternativas para aplicar desplazamientos en contorno del cilindro de concreto.

Ilustración 31. Ubicación del comando para la aplicación de cargas al modelo en ANSYS APDL.



Fuente: Tomado de ANSYS APDL.

Una vez se ha finalizado la aplicación de cargas al modelo, se definen algunos controles que deben aplicarse en la etapa posterior de solución del modelo. Para esto se usa el comando “Solution”, que se encuentra en la pestaña “Main Menu”.

Al picar sobre el comando “Solution”, se despliega un listado de opciones, de las cuales seleccionamos “Sol’n Controls”, que a su vez despliega un cuadro donde pueden seleccionarse diferentes alternativas de solución, como, por ejemplo, el número de pasos en que inicialmente se divide la etapa de carga, la frecuencia con la que se guardan los resultados de la simulación, el máximo número de pasos de carga que ejecutara el programa, etc.

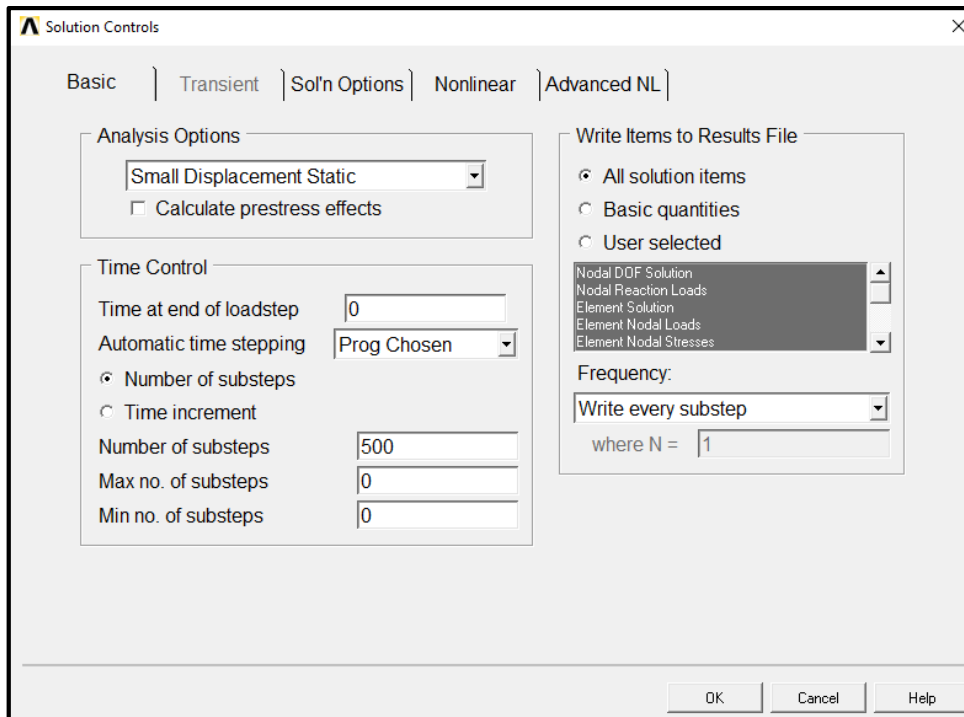
En las imágenes 32 y 33, se presenta la secuencia de pasos a seguir para fijar los controles a imponer en la etapa de solución del modelo.

Ilustración 32. Ubicación del comando “solution controls” en ANSYS APDL.



Fuente: Tomado de ANSYS APDL.

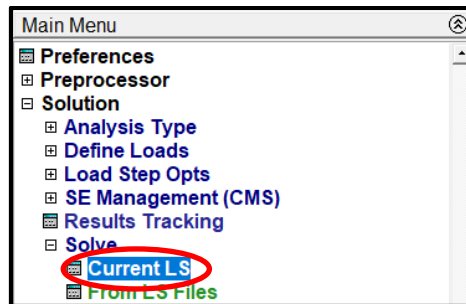
Ilustración 33. Detalle de la ventana “solution controls” en ANSYS APDL.



Fuente: Tomado de ANSYS APDL.

Finalmente, le damos solución al modelo con “Current LS”, el cual puede ser encontrado en el menú principal, bajo el comando “Solve”. En la Ilustración 34, puede observarse la ubicación del comando “Current LS”.

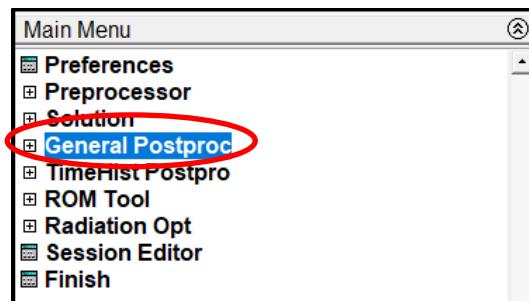
Ilustración 34. Ubicación del comando “Current LS” con el cual se da solución al modelo en ANSYS APDL.



Fuente: Tomado de ANSYS APDL.

Para visualizar los resultados, ANSYS APDL cuenta con múltiples herramientas, las cuales pueden ser encontradas en la barra de herramientas, o en el menú principal. Por ejemplo, en el menú principal, puede encontrarse las pestañas “General Postproc” y “TimeHist Postpro”, las cuales dan acceso a diferentes opciones para la presentación gráfica y numérica de los resultados obtenidos en las simulaciones. La ubicación del comando “General Postproc” y “TimeHist Postpro”, se muestra en la Ilustración 35.

Ilustración 35. Ubicación del comando “General Postproc” mediante el cual se pueden observar los resultados de la simulación en ANSYS APDL



Fuente: Tomado de ANSYS APDL.

Bibliografía del Anexo C

[1] Ansys® Help System, Mechanical APDL, Release 19.2, ANSYS, Inc.