

Artículo de Investigación

Influencia De Parámetros Físico-Mecánicos En La Adherencia Entre Barras De PRFV Y El Hormigón

Influence Of Physical-mechanical Parameters On The Bond Between GFRP Bars And The Concrete

Autores

Diana Alicia Toro Toro

Profesora Instructora en Universidad Tecnológica de La Habana (CUJAE)

eng.dianatoro@gmail.com

<https://orcid.org/0009-0003-8306-7779>

Omar Zamora Díaz-Comas

Profesor Asistente en Universidad Tecnológica de La Habana (CUJAE)

ozamoradcivil@gmail.com

<https://orcid.org/0009-0001-6033-098X>

Yuliett Oliva Fernández

Ing. Empresa de Proyectos de Industrias Varias (EPROYIV), La Habana

yuli.oliva2411@icloud.com

<https://orcid.org/0009-0009-4445-8084>

Influencia De Parámetros Físico-Mecánicos En La Adherencia Entre Barras De PRFV Y El Hormigón

Influence Of Physical-mechanical Parameters On The Bond Between GFRP Bars And The Concrete

RESUMEN

La adherencia entre el hormigón y las barras de Polímeros Reforzados con Fibras de Vidrio (PRFV) es la clave para garantizar el trabajo conjunto de ambos materiales a pesar de que cada uno posea rasgos y características diferentes. Esta influye en el mecanismo de transmisión de cargas entre el hormigón y el refuerzo de PRFV, garantizando que no ocurran deslizamientos relativos entre ambos materiales. En la presente investigación se determina la influencia que ejercen los parámetros resistencia a compresión del hormigón, diámetro de barra y recubrimiento del hormigón en el comportamiento adherente entre barras de PRFV y el hormigón, mediante el empleo de técnicas de modelación numérica. Para ello se desarrolla un modelo numérico basado en el Método de los Elementos Finitos implementado con el programa ABAQUS/CAE y calibrado con ensayos experimentales. Con el estudio paramétrico elaborado se obtuvo una ecuación de regresión que predice la máxima tensión de adherencia, con un valor del coeficiente de determinación $R^2 = 98,03\%$ y se realiza una comparación de la ecuación obtenida con expresiones reportadas en diferentes normas consultadas. Se concluye que los parámetros resistencia a compresión del hormigón, diámetro de barra y recubrimiento del hormigón, modifican de manera significativa la tensión de adherencia entre las barras de PRFV y el hormigón.

ABSTRACT

The bond between concrete and glass fiber reinforced polymer (GFRP) bars is key to ensuring the joint performance of both materials, despite their distinct features and characteristics. This influences the load transmission mechanism between the concrete and the GFRP reinforcement, ensuring that relative slippage does not occur between the two materials. This research determines the influence of the parameters, concrete compressive strength, bar diameter, and concrete cover on the bond behavior between GFRP bars and concrete using numerical modeling techniques. To this end, a numerical model based on the Finite Element Method was developed, implemented with the ABAQUS/CAE program and calibrated with experimental tests. The parametric study yielded a regression equation that predicts the maximum bond strength, with a coefficient of determination $R^2 = 98.03\%$. This equation was then compared with expressions reported in various consulted standards. It is concluded that the parameters concrete compressive strength, bar diameter, and concrete cover significantly modify the bond strength between the GFRP bars and the concrete.

Keywords: bonding, computational modeling, fiber-reinforced polymers, pull-out test.

Keywords: bonding, computational modeling, fiber-reinforced polymers, pull-out test.

Nota Editorial: Recibido: 25 de Septiembre 2025 Aceptado: 26 de Noviembre 2025

1. INTRODUCCIÓN

La adherencia entre el hormigón y las barras de Polímeros Reforzados con Fibras de Vidrio (PRFV) es el fenómeno básico sobre el que descansa el funcionamiento del hormigón armado con PRFV como material estructural. Si no existiese adherencia, las barras serían incapaces de tomar el menor esfuerzo de tracción, ya que el PRFV se deslizaría sin encontrar resistencia en toda su longitud y no acompañaría al hormigón en sus deformaciones, con lo que, al fisurarse éste, sobreveniría bruscamente la rotura. A diferencia del acero de refuerzo, los materiales de PRFV presentan propiedades elásticas anisotrópicas, no homogéneas y lineales, lo que da como resultado un mecanismo de transferencia de fuerza diferente entre el refuerzo y el hormigón. [1].

El comportamiento adherente entre el refuerzo de Polímeros Reforzados con Fibras (PRF) y el hormigón que lo rodea se ve afectado por un gran número de factores. Ello es debido a que, en realidad, la adherencia es más bien una propiedad estructural, que depende no sólo de las características de los materiales que entran en contacto, sino de la geometría de la armadura y del propio elemento estructural analizado.

Los principales parámetros que han sido objeto de numerosas investigaciones con el objetivo de evaluar su posible influencia en el comportamiento de la adherencia entre las barras de PRF y el hormigón, se pueden clasificar en tres grandes categorías. La primera categoría está relacionada con factores asociados a las propiedades de la barra de PRF, dentro de los cuales se encuentran: el diámetro de la barra [2-4], el tipo de fibra y el módulo de elasticidad [5-7], y la textura superficial de la barra [8-10]. La segunda categoría está relacionada con factores asociados a la configuración del refuerzo de PRF, dentro de los cuales se encuentran: el recubrimiento del hormigón y el espaciado de las barras [8, 11, 12], la longitud adherida de la barra dentro del hormigón [4, 13, 14], la posición del refuerzo durante el hormigonado [8, 15], así como la presencia del refuerzo transversal [8, 16, 17]. Finalmente, en la tercera categoría se agrupan los factores relacionados a las propiedades del hormigón, dentro de los cuales se encuentran: la resistencia a compresión del hormigón [18-20] y la adición de fibras a la mezcla de hormigón [2, 21, 22].

Todas las investigaciones mencionadas anteriormente, se han realizado de manera experimental, sin embargo, estos tipos de estudios muchas veces se ven restringidos debido a aspectos físicos y económicos inherentes a los ensayos experimentales y a la complejidad de los análisis. En este contexto, la modelación computacional basada en el Método de Elementos Finitos (MEF), constituye una poderosa herramienta para la simulación y representación de fenómenos de diversa índole. En el caso del estudio del comportamiento de la adherencia entre las barras de PRF y el hormigón, en los últimos años, varias han sido las investigaciones que han empleado técnicas de modelación numérica y que han permitido modelar de una forma razonablemente realista el fenómeno de la adherencia en el hormigón armado con barras de PRF [23-26]. Sin embargo, de las investigaciones anteriores, realmente son pocas las que hasta la fecha han evaluado la influencia de diferentes parámetros, tanto geométricos, como físico – mecánicos, en el comportamiento de la adherencia entre las barras de PRF y el hormigón, empleando la modelación matemática computacional como herramienta fundamental para realizar investigaciones científicas en esta área de la ingeniería [23, 25, 26].

En los diferentes documentos normativos que estipulan los requisitos para diseñar estructuras de hormigón armado con barras de PRF [27-29], el aspecto referido a la longitud de anclaje del refuerzo, es el que mayor vínculo presenta con relación a la tensión de adherencia entre las barras de PRF y el hormigón. A partir de combinar la expresión para calcular la tensión de adherencia de una barra embebida en el hormigón, con las diferentes expresiones de longitud de anclaje del refuerzo que aparecen en las normas, se puede obtener una expresión que permita calcular la máxima tensión de adherencia entre las barras de PRF y el hormigón a los efectos del diseño del anclaje del refuerzo. En ese sentido, la máxima tensión de adherencia, al igual que la longitud de anclaje, van a depender analíticamente de los diferentes factores que influyen en el comportamiento adherente y que fueron mencionados con anterioridad. A partir de ahí, es importante señalar, que de manera general no todas las expresiones de cálculo de longitud de anclaje reportadas en las normas tienen la misma cantidad de factores, como tampoco tienen coincidencia entre todos los factores; sin embargo, siempre hay tres parámetros que se repiten en todas las expresiones que aparecen en los diferentes documentos normativos y que afectan directamente, tanto a la longitud de anclaje como a la tensión de adherencia. Estos factores son: la resistencia a compresión del hormigón, el diámetro de la barra y el recubrimiento del hormigón. Debido a ello, surge entonces la necesidad de poder evaluar la influencia de estos tres parámetros en el comportamiento de la adherencia entre las barras de PRF y el hormigón, empleando para ello técnicas de modelación numérica y, además, poder comparar los resultados obtenidos de la máxima tensión de adherencia, con los resultados derivados en las expresiones reportadas en las diferentes normas consultadas.

Basado en lo anterior, el objetivo de este estudio consiste en determinar la influencia de los parámetros resistencia a compresión del hormigón, diámetro de barra y recubrimiento del hormigón, en el comportamiento adherente entre las barras de PRFV y el hormigón mediante el empleo de técnicas de modelación numérica, y a partir de la parametrización realizada, obtener una ecuación mediante un análisis de regresión múltiple, que permita estimar la máxima tensión de adherencia entre las barras de PRFV y el hormigón.

2. DESCRIPCIÓN DEL ENSAYO FÍSICO

El programa experimental empleado en esta investigación fue desarrollado por [30], en los laboratorios de la Universidad Gustave Eiffel en París, Francia. Este programa se centra en la evaluación del comportamiento de la adherencia entre el hormigón, barras de acero y barras de PRF, utilizando pruebas de extracción directa o también conocidas como ensayos de *pull – out*, descritas en el documento [31].

En la investigación realizada por [30], las muestras de hormigón armado a ensayar consisten en una barra de refuerzo, con colocación centrada, embebidas en una longitud dentro de unos cilindros de hormigón de 16 cm de diámetro y 20 cm de altura. El hormigón se vertió con las barras de refuerzo siempre colocadas en posición vertical. Se coloca un tubo, con el objetivo de romper la adherencia, entre la barra de refuerzo y el hormigón cerca del lado cargado del cilindro de hormigón, con el fin de evitar efectos de borde inducidos por el apoyo de reacción. La longitud de contacto directo entre las barras de refuerzo con el hormigón (longitud adherida), se fijó en seis veces su diámetro ($l_e = 6d_b$). Para el desarrollo de esta investigación se utilizó como objeto de estudio la muestra del ensayo de extracción o *pull – out* realizada a la barra de Polímeros Reforzados con Fibra de Vidrio (PRFV), recubierta con arena y de diámetro 12,7 mm, cuya designación en el ensayo es (GLASS-S-12.7).

Los ensayos de extracción se llevaron a cabo utilizando una máquina universal con una capacidad de fuerza máxima de 350 kN. Los especímenes de hormigón armado se colocaron en un travesaño horizontal perforado de la viga de la máquina, de tal manera que la barra de refuerzo pase a través del orificio de la viga. La carga se aplicó mediante el control del desplazamiento a una velocidad constante de 1,2 mm/min. El deslizamiento del extremo libre de la barra de refuerzo se monitoreó mediante un sensor de desplazamiento láser sin contacto, ubicado inicialmente a una distancia de 40 mm del extremo de la barra. En la figura 1, se ilustra la configuración experimental y las condiciones de cargas que se implementaron en los ensayos de extracción o *pull – out* para evaluar la adherencia entre el hormigón y las barras de refuerzo.

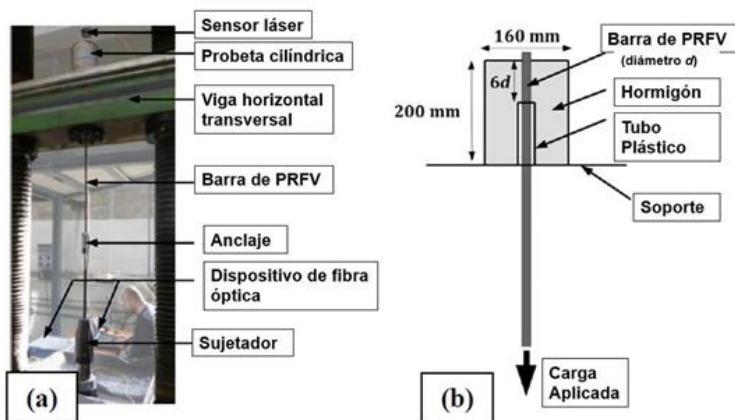


Fig. 1- Ensayo de extracción. a) Configuración experimental y b) Condiciones de carga. [30]

El principal resultado que se extrae de un ensayo de extracción o *pull – out* es la curva que relaciona la tensión de adherencia (τ) local y el deslizamiento de la barra de refuerzo dentro de la masa de hormigón (S). La tensión de adherencia (τ) en cualquier etapa de carga se calcula mediante la siguiente expresión:

$$\tau = \frac{F}{\pi d_b l_e} \quad (1)$$

Donde F es la fuerza de tracción aplicada en el extremo cargado de la barra, d_b es el diámetro de la barra de refuerzo y l_e es la longitud adherida de la barra dentro de la masa de hormigón, que en este caso es igual a seis veces el diámetro de la barra ($l_e = 6d_b$).

A continuación, se muestra en la figura 2 la curva que refleja el comportamiento de la tensión de adherencia (τ) contra el deslizamiento de la barra (S), para el caso objeto de estudio de esta investigación, que constituye la muestra ensayada con la barra de PRFV, recubierta con arena y de diámetro 12,7 mm (GLASS-S-12.7). La máxima tensión de adherencia registrada para la muestra mencionada fue de 9,28 MPa.

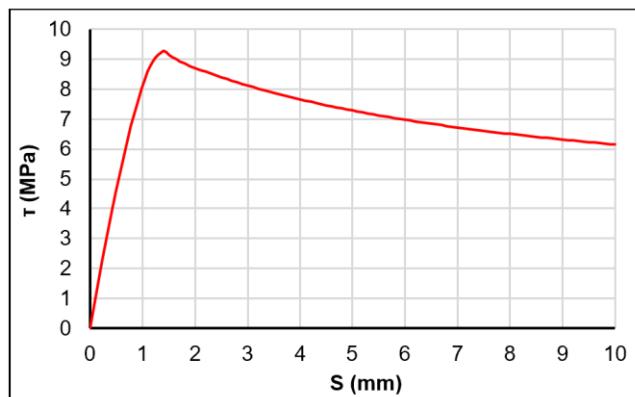


Fig. 2- Curva tensión de adherencia (τ) contra deslizamiento de la barra (S) para la muestra GLASS-S-12.7. [30]

3. MODELACIÓN COMPUTACIONAL DEL ENSAYO DE EXTRACCIÓN O PULL-OUT

En esta investigación, se llevó a cabo un modelo numérico empleando el programa ABAQUS-CAE en su versión 2017, empleando para el análisis el Método de Elementos Finitos (MEF), para evaluar la adherencia entre barras de PRFV y el hormigón, realizado en la investigación de [30]. A continuación, se muestran las diferentes invariantes del proceso de modelación computacional que se tuvieron en cuenta: geometría, materiales, implementación de la adherencia, cargas y condiciones de borde.

3.1. GEOMETRÍA

Dada la geometría de la muestra objeto de estudio, que consiste en una probeta cilíndrica de hormigón con una barra de geometría cilíndrica también y embebida en el centro de la probeta, se adoptó un modelo axisimétrico en 2D deformable y tipo Shell en el que la barra de refuerzo se coloca a lo largo del eje de simetría. Los elementos axisimétricos permiten modelar cuerpos en revolución bajo condiciones de carga axialmente simétricas, tal y como sucede en el ensayo de extracción realizado por [30]. Para poder generar el cuerpo en revolución del modelo completo, se creó la sección trasversal plana de la probeta y la barra de refuerzo alrededor del eje de simetría. En ese sentido, en el plano de referencia, la probeta cilíndrica de hormigón tiene dimensiones de 8 cm de radio y 20 cm de altura, mientras que la barra de PRFV tiene un radio de 6,35 cm y una altura de 40 cm. En la zona en donde la barra se encuentra dentro de la probeta de hormigón, solo se dejó en contacto con dicho material una longitud de la barra igual a seis veces su diámetro ($l_e = 6d_b$), mientras que en el resto de la altura de la probeta, se dejó un espacio vacío entre la barra y el hormigón, para simular el mismo efecto que se genera en el ensayo con la colocación de un tubo entre la barra de refuerzo y el hormigón, con el objetivo de romper la adherencia cerca del lado cargado del cilindro. También se creó en el modelo axisimétrico, una partición en la zona de contacto de la barra con el hormigón, que representa una interfaz muy delgada de un espesor igual a 0,1 mm para modelar la adherencia entre la barra de PRFV y el hormigón. En la figura 3, se muestra la sección transversal de referencia del modelo axisimétrico creado y el modelo en 3D generado a partir de girar la sección transversal de referencia alrededor del eje de simetría.

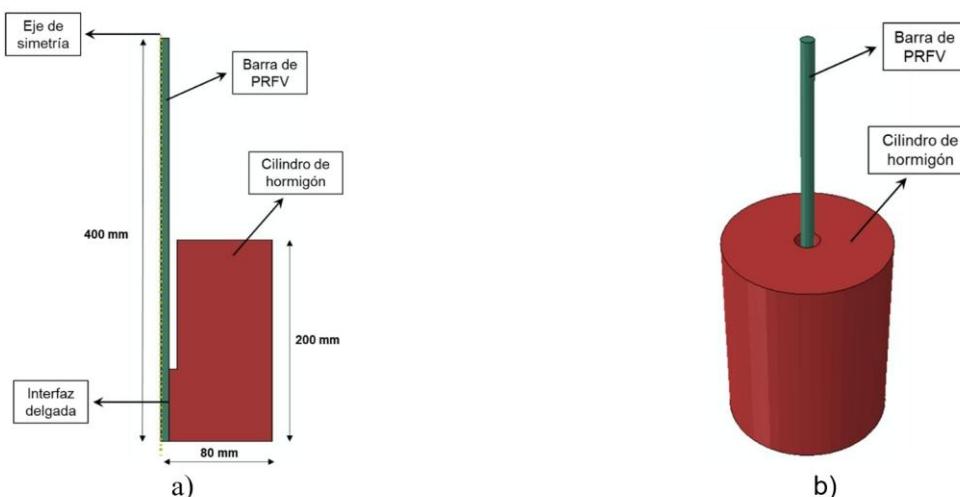


Fig. 3- Modelo axisimétrico de la muestra del ensayo. a) Sección transversal de referencia y b) Modelo en 3D generado.

3.2. MATERIALES

Para idealizar el comportamiento de diversos materiales y asignarlo a cada una de las partes componentes del modelo, el programa ABACUS/CAE posee una interface destinada al empleo de modelos constitutivos. En la modelación del ensayo se representan constitutivamente dos materiales: el PRFV y el hormigón.

En el caso del refuerzo de PRFV, se consideró un modelo constitutivo lineal y elástico hasta la rotura. A continuación, se muestra en la tabla 1 las propiedades del polímero empleadas en la investigación.

Tabla 1- Propiedades físico – mecánicas de la barra de PRFV empleadas en la modelación.

Densidad (kN/m ³)	Módulo de elasticidad (MPa)	Resistencia límite a tracción (MPa)	Coeficiente de Poisson
19,9	55000	1100	0,2

Para simular la respuesta no lineal del material hormigón, se empleó el Modelo de Daño Plástico (MDP), el cual depende de un conjunto de parámetros constitutivos y de curvas de comportamiento en compresión y tracción uniaxial del hormigón [32]. A continuación, se muestran en la tabla 2 los parámetros constitutivos empleados en el Modelo de Daño Plástico del hormigón.

Tabla 2- Parámetros constitutivos del Modelo de Daño Plástico del hormigón.

ψ°	K_c	$(\sigma_{b0}/\sigma_{c0})$	ϵ	μ
35°	0,67	1,16	0,1	0,0005

El comportamiento a compresión del hormigón fue definido mediante el modelo propuesto por [33] cuya expresión analítica se muestra en la ecuación 2, donde f'_c es la resistencia a compresión del hormigón, la cual es igual a 28,1 MPa; ε_c es la deformación en compresión del hormigón y ε_o es la deformación alcanzada para la máxima resistencia a compresión que es igual a 0,002.

$$f_c = f'_c \left[\frac{2\varepsilon_c}{\varepsilon_o} - \left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_o} \right)^2 \right] \quad (2)$$

El comportamiento a tracción del hormigón está definido según el modelo del código [34], donde se caracteriza por presentar un comportamiento lineal y elástico para el hormigón no fisurado, hasta donde se alcanza el valor de la máxima resistencia a la tracción, la cual puede ser estimada según la ecuación 3, donde f_{ctm} es la resistencia media a la tracción del hormigón, $f_{ctko.m} = 1,40 \text{ MPa}$, $f_{cko} = 10 \text{ MPa}$ y f_{ck} es la resistencia a tracción del hormigón.

$$f_{ctm} = f_{ctko.m} \left(\frac{f_{ck}}{f_{cko}} \right)^{2/3} \quad (3)$$

El módulo de deformación longitudinal del hormigón (E_c) se determinó basándose en la ecuación 4 a partir del modelo propuesto por [33] y su coeficiente de Poisson se definió igual a $\nu = 0,2$.

$$E_c = 4500\sqrt{f'_c} \quad (4)$$

Para el comportamiento del hormigón fisurado, se adopta un modelo tensión de tracción (σ_{ct}) contra abertura de fisura (w), que responde a las expresiones analíticas de las ecuaciones 5 a la 8, siendo G_F la energía de fractura y α_F coeficiente que depende del tamaño máximo del árido, según el código [34].

$$\sigma_{ct} = f_{ctm} \left(1 - 0,85 \frac{w}{w_1} \right) \quad \text{para } 0,15f_{ctm} \leq \sigma_{ct} \leq f_{ctm} \quad (5)$$

$$\sigma_{ct} = \frac{0,15f_{ctm}}{w_c - w_1} (w_c - w) \quad \text{para } 0 \leq \sigma_{ct} \leq 0,15f_{ctm} \quad (6)$$

$$w_1 = 2 \frac{G_F}{f_{ctm}} - 0,15w_c \quad (7)$$

$$w_c = \alpha_F \frac{G_F}{f_{ctm}} \quad (8)$$

3.3. SIMULACIÓN DE LA ADHERENCIA ENTRE LA BARRA DE PRFV CON EL HORMIGÓN

Para poder simular el comportamiento de la adherencia entre la barra de refuerzo de PRFV y el hormigón, se empleó en esta investigación, el modelo de zona cohesiva que tiene implementado el programa ABACUS/CAE (ABAQUS/CAE, 2020). Para ello, se creó una capa o interfaz muy delgada de 0,1 mm de espesor, en la zona de contacto entre la barra de refuerzo con el hormigón (zona de longitud adherida de la barra), a la cual se le asignaron propiedades de un material cohesivo a partir de la teoría que tiene implementado el programa ABACUS/CAE en el modelo de zona cohesiva. En la figura 4 se muestra una vista en 3D de la interfaz delgada del elemento cohesivo y su ubicación en el modelo numérico.

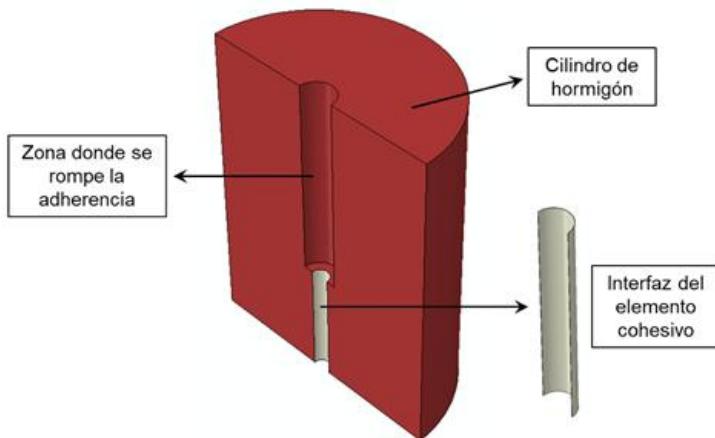


Fig. 4- Ubicación de la interfaz del elemento cohesivo que simula la adherencia entre la barra de PRFV y el hormigón.

Las leyes constitutivas asociadas al modelo de zona cohesiva relacionan el esfuerzo o tensión con la separación o deslizamiento a través de la interfaz. Estas leyes describen como se incrementa el esfuerzo a medida que la interfaz se deforma, hasta alcanzar un valor crítico, a partir del cual comienza la degradación y eventualmente el fallo. La ley constitutiva más común empleada en el modelo de zona cohesiva es la ley de tracción (t) – separación (δ) que tiene implementado el programa ABACUS/CAE. Esta ley se puede formular matricialmente asumiendo que los componentes de la rigidez normal y tangencial del elemento cohesivo (interfaz) están desacoplados. En ese sentido, matricialmente la ley tracción (t) – separación (δ) de materiales cohesivos se formula de la siguiente manera:

$$\begin{Bmatrix} t_n \\ t_s \\ t_t \end{Bmatrix} = (1 - D) \begin{bmatrix} K_{nn} & 0 & 0 \\ 0 & K_{ss} & 0 \\ 0 & 0 & K_{tt} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \delta_n \\ \delta_s \\ \delta_t \end{Bmatrix} \quad (9)$$

En la expresión anterior, t_n es la tensión nominal de contacto en la dirección normal al plano de la interfaz; mientras que t_s y t_t son tensiones de contacto tangenciales a lo largo de las direcciones longitudinal y transversal con respecto al plano de la interfaz. δ_n , δ_s y δ_t son los desplazamientos o separaciones correspondientes a las tensiones mencionadas anteriormente. K_{nn} es la rigidez inicial de contacto en la dirección normal al plano de la interfaz; mientras que K_{ss} y K_{tt} son las rigideces de contacto tangenciales a lo largo de las direcciones longitudinal y transversal con respecto al plano de la interfaz. Por último, el parámetro D , es la variable de daño escalar que va desde un valor igual a 0 (sin daño) hasta un valor máximo igual a 1 que representa el daño total.

A los efectos de simular la adherencia entre las barras de PRFV y el hormigón, se puede considerar a la tensión de adherencia (τ) como las tensiones tangenciales de contacto (t_s y t_t) del vector tracción y al deslizamiento de la barra (S) como los desplazamientos asociados a las tensiones tangenciales de contacto (δ_s y δ_t) del vector separación. La rigidez inicial (K) en el rango elástico del comportamiento adherente entre el refuerzo de PRFV y el hormigón, se puede tomar como las rigideces de contacto tangenciales K_{ss} y K_{tt} de la ley tracción (t) – separación (δ) de materiales cohesivos; mientras que la variable de daño escalar (D), se puede expresar en función de la tensión de adherencia (τ), del desplazamiento (δ) y de la rigidez inicial (K), de la siguiente manera:

$$D(\delta) = 1 - \frac{\tau(\delta)}{K\delta} \quad (10)$$

Finalmente, a la interfaz creada en el modelo numérico (ver figura 6), se le asignó un material caracterizado por el comportamiento de la ley tracción (t) – separación (δ) y se le implementaron una serie de parámetros extraídos de la investigación de [30], que son necesarios para asignar el material cohesivo a la interfaz. Estos parámetros son: la rigidez inicial en la etapa elástica (K), donde se asignó un valor de $K = 23,41 \text{ MPa/mm}$, el esfuerzo máximo que define el fallo ($\tau_{\text{máx}}$), que en este caso es igual a $\tau_{\text{máx}} = 9,28 \text{ MPa}$ y la evolución del daño, que se implementa con una ley a partir de aplicar la ecuación 10, donde se describe como se degrada la rigidez de la interfaz a medida que se acumula el daño.

3.4. CARGAS

En el modelo numérico desarrollado en ABAQUS/CAE, se aplicó una carga monótonica incremental en forma de desplazamiento axial (en la dirección de extracción), a los nodos del extremo superior de la barra de PRFV, siguiendo el mismo protocolo de carga en el ensayo realizado por [30]. El valor total de desplazamiento aplicado en el extremo de la barra fue de 10 mm, debido a que ese fue el máximo desplazamiento medido en los ensayos de extracción o *pull-out* realizados por [30]. Esta carga aplicada en forma de desplazamiento axial sobre la barra de refuerzo, se configuró en el módulo Step del programa ABAQUS/CAE, a través de un análisis Static General.

3.5. CONDICIONES DE BORDE

Con relación a las condiciones de borde del modelo numérico, para poder simular lo implementado en el ensayo, se restringió el desplazamiento vertical en los nodos del cilindro de hormigón que están en contacto con el soporte de reacción en la configuración del ensayo real (ver figura 1b). Las otras caras del cilindro de hormigón se dejaron libres de restricciones de desplazamientos. En la figura 5, se muestra la carga axial aplicada a la barra de PRFV y las condiciones de borde aplicados al modelo numérico.

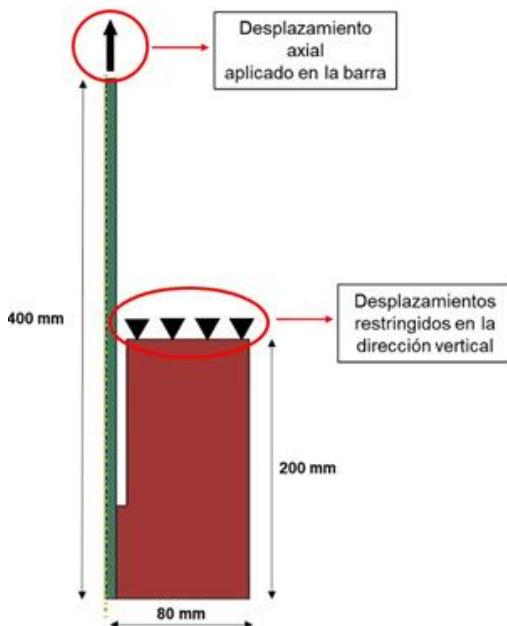


Fig. 5- Carga aplicada y condiciones de borde del modelo numérico.

3.6. CALIBRACIÓN DEL MODELO COMPUTACIONAL

Los tipos de elementos adoptados en el modelo fueron, tanto para el cilindro de hormigón como para la barra de PRFV el denominado CAX4R (CAX por su nombre en inglés Continuum Axisymmetric, cuadrilátero de 4 nodos con integración reducida) y para la interfaz delgada, el tipo de elemento COHAX4 (elemento cohesivo axisimétrico de cuatro nodos), debido a que fue la configuración que arrojó menor error relativo (0,22%) con respecto al resultado del valor de tensión máxima de adherencia registrado en el ensayo. Para determinar la densidad óptima de malla, se evaluaron 10 densidades de mallas diferentes (desde 10 mm hasta 1 mm) en todo el modelo, y se realizaron corridas para analizar el error relativo entre la tensión de adherencia máxima registrada en el modelo con respecto a la máxima tensión de adherencia registrada en el ensayo. En la figura 6 se presenta el gráfico de máxima tensión de adherencia ($\tau_{\text{máx}}$) contra las distintas densidades de mallas.

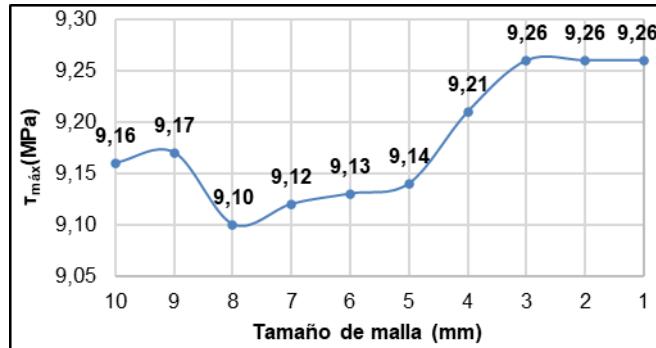


Fig. 6- Valores de máxima tensión de adherencia obtenidas para las densidades de mallas propuestas.

A partir de lo mostrado en la figura 8, se decide establecer como valor definitivo de densidad de malla, el tamaño de 1 mm, debido a que junto con las mallas de 2 y 3 mm arrojaron el menor valor de error relativo de 0,22 % y aunque fue el tamaño de malla que mayor costo computacional presentó, no constituye un costo computacional elevado, ya que el tiempo de corrida fue de 2 minutos aproximadamente y además, la curva de comportamiento obtenida con la malla de 1 mm fue la que mejor aproximación tuvo con respecto a la curva de tensión de adherencia (τ) - deslizamiento de la barra (S) obtenida en el ensayo físico.

El proceso de calibración física también fue llevado a cabo en el modelo y para ello se tuvieron en cuenta la resistencia a compresión del hormigón y la tensión máxima de adherencia registrada en el ensayo, con el objetivo de lograr una mayor convergencia entre los resultados. En este sentido, el modelo constitutivo elasto - plástico del hormigón fue calibrado a partir de generar curvas de comportamiento con el valor medio y los extremos del intervalo, generados al establecer una desviación estándar de 2,4 MPa para dicho parámetro, para así determinar la máxima tensión de adherencia entre el refuerzo de PRFV y el hormigón como variable respuesta. Con estos resultados, la posible resistencia a compresión del experimento fue estimada a través de un análisis inverso y el ensayo fue simulado con estas nuevas condiciones para compararlo con los resultados obtenidos en el ensayo real. En la figura 7, se muestra la comparación entre la curva del comportamiento de tensión de adherencia (τ) contra el deslizamiento de la barra (S), obtenida en el ensayo experimental realizado por [30] y la curva del comportamiento adherente obtenida en la modelación numérica, después de realizados los procesos de calibración matemática y física.

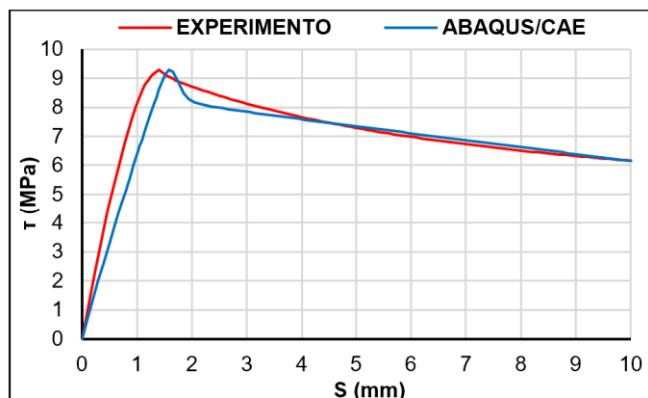


Fig. 7- Comparación entre las curvas tensión de adherencia (τ) – deslizamiento de la barra (S) obtenidas en el ensayo y en el modelo numérico.

4. RESULTADOS

4.1. PARÁMETROS GEOMÉTRICOS Y FÍSICO - MECÁNICOS A EVALUAR EN EL COMPORTAMIENTO ADHERENTE HORMIGÓN - BARRAS DE PRFV

En este estudio se evalúa la influencia de tres parámetros esenciales en el comportamiento adherente entre barras de PRFV y el hormigón. Para ello, se realiza un diseño experimental multifactorial, en el que se consideraron tres variables independientes, tomando cada una de ellas tres niveles de valores. Las variables independientes a considerar fueron: la resistencia a compresión del hormigón (f'_c), tomando valores de $f'_c = 20 \text{ MPa}$, $f'_c = 30 \text{ MPa}$ y $f'_c = 40 \text{ MPa}$; el diámetro de la barra del refuerzo (d_b), tomando valores de $d_b = 9,5 \text{ mm}$, $d_b = 12,7 \text{ mm}$ y $d_b = 15,9 \text{ mm}$ y el recubrimiento del hormigón (c_b), tomando valores de $c_b = 30 \text{ mm}$, $c_b = 45 \text{ mm}$ y $c_b = 60 \text{ mm}$. La combinación de los tres niveles de cada parámetro, dio lugar a un total de 27 corridas de modelos numéricos y a partir de ello, se evaluó su influencia en las siguientes variables dependientes: en la máxima tensión de adherencia (τ_{\max}) entre el refuerzo de PRFV y el hormigón, y en el deslizamiento de la barra de PRFV dentro de la masa de hormigón (S_1), obtenido este último resultado para el valor la máxima tensión de adherencia.

4.2. INFLUENCIA DE LA RESISTENCIA A COMPRESIÓN DEL HORMIGÓN

En la figura 8, se muestra el resultado de la variación de la máxima tensión de adherencia ($\tau_{máx}$) y del deslizamiento de la barra de PRFV (S_1), en la medida en que se varía la resistencia a compresión del hormigón (f'_c).

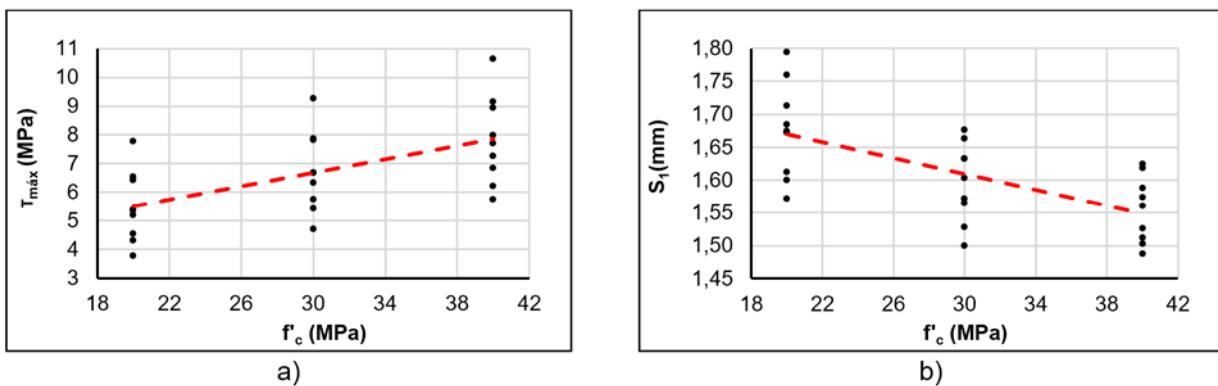


Fig. 8- Influencia de la resistencia a compresión del hormigón en: a) la máxima tensión de adherencia y b) el deslizamiento de la barra de PRFV.

En la figura anterior se puede apreciar, en el caso de la máxima tensión de adherencia (Figura 8.a), como en la medida que se incrementa la resistencia a compresión del hormigón (f'_c), se obtienen incrementos en los valores de la máxima tensión de adherencia ($\tau_{máx}$). Los hormigones de mayor calidad incrementan las tensiones moleculares y capilares en zona de contacto hormigón – barra de PRFV y a la vez, ofrecen mayor resistencia mecánica en la interface. En términos de promedio general, se obtuvo un incremento de 19,95% de tensión máxima de adherencia en la medida en que se incrementa la resistencia a compresión del hormigón. En el caso de los valores de deslizamiento de la barra de PRFV registrados (Figura 8.b), se evidencia como en la medida que se incrementa la resistencia a compresión del hormigón (f'_c), se obtiene una disminución en los valores de deslizamiento de la barra de PRFV (S_1) dentro de la masa del hormigón. Si se incrementa la tensión de adherencia cuando se aumenta la resistencia a compresión del hormigón, al existir una mayor fuerza de unión en la interface entre ambos materiales, el deslizamiento relativo entre el hormigón y el refuerzo de PRFV necesariamente tiene que ser menor. En términos de promedio general, se obtuvo una disminución de 3,81% de deslizamiento de la barra de PRFV en la medida en que se incrementa la resistencia a compresión del hormigón.

4.3. INFLUENCIA DEL DIÁMETRO DE LA BARRA DE PRFV

En la figura 9 se muestra el resultado de la variación de la máxima tensión de adherencia ($\tau_{máx}$) y del deslizamiento de la barra de PRFV (S_1), en la medida en que se varía el diámetro de la barra de PRFV (d_b).

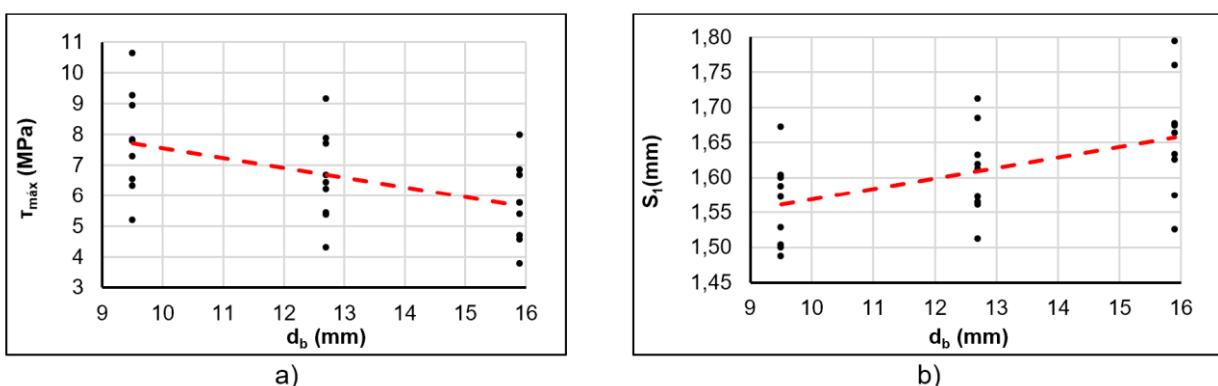


Fig. 9- Influencia del diámetro de la barra en: a) la máxima tensión de adherencia y b) el deslizamiento de la barra de PRFV.

En la figura anterior se evidencia, en el caso de la máxima tensión de adherencia (Figura 9.a), como en la medida que se incrementa el diámetro de la barra del refuerzo de PRFV (d_b), disminuyen los valores de la máxima tensión de adherencia ($\tau_{máx}$). Como la adherencia depende en lo fundamental de la cantidad de hormigón que rodee al refuerzo, cuanto mayor sea el diámetro de la barra, la superficie cobaricéntrica disminuye y más se debilita la adherencia. Por eso, barras de mayor diámetro, a igualdad de las restantes condiciones, requieren mayores longitudes de anclaje. En términos de promedio general, se obtuvo una disminución de 16,66% de tensión máxima de adherencia en la medida en que se incrementa el diámetro de la barra de PRFV. En el caso de los valores de deslizamiento de la barra de PRFV registrados (Figura 9.b), se evidencia como en la medida que se incrementa el diámetro de la barra del refuerzo de PRFV (d_b), se obtienen incrementos de los valores del deslizamiento de la barra de PRFV dentro del hormigón (S_1). Si disminuye la tensión de adherencia cuando se incrementa el diámetro de la barra del refuerzo de PRFV, al existir una menor fuerza de unión en la interface entre ambos materiales, entonces el deslizamiento relativo entre el hormigón y el refuerzo de PRFV necesariamente tiene que aumentar. En términos de promedio general, se obtuvo un incremento de 3,05% de deslizamiento de la barra de PRFV en la medida en que se incrementa el diámetro de la barra del refuerzo.

4.4. INFLUENCIA DEL RECOBRIMIENTO DEL HORMIGÓN

A continuación, se muestra en la figura 10 el resultado de la variación de la máxima tensión de adherencia ($\tau_{máx}$) y del deslizamiento de la barra de PRFV dentro del hormigón (S_1), en la medida en que se varía el recubrimiento del hormigón (c_b).

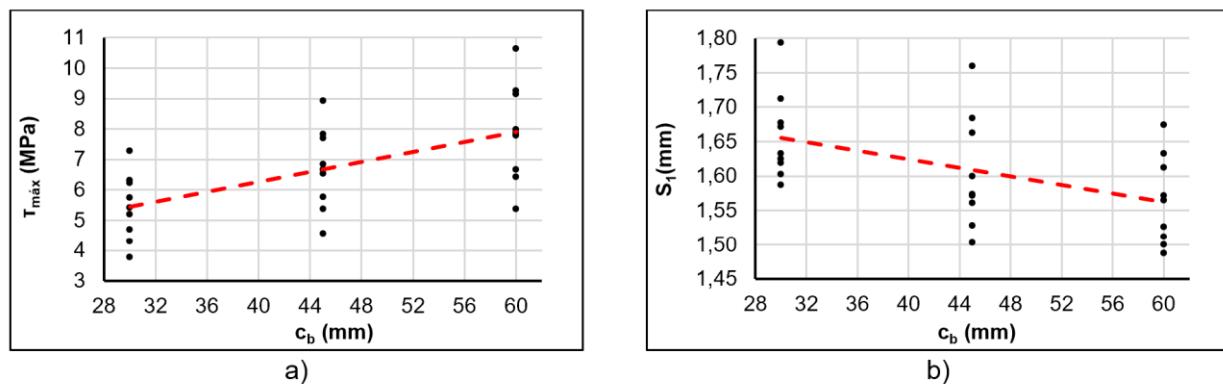


Fig. 10- Influencia del recubrimiento del hormigón en: a) la máxima tensión de adherencia y b) el deslizamiento de la barra de PRFV.

Como se puede observar en la figura anterior, en el caso de la máxima tensión de adherencia (Figura 10.a), en la medida que se incrementa el recubrimiento del hormigón (c_b), se obtienen incrementos en los valores de la tensión máxima de adherencia ($\tau_{máx}$). Cuando se incrementa el recubrimiento del hormigón, se incrementa el confinamiento sobre la barra de refuerzo de PRFV y permite que la barra desarrolle una mayor fuerza de apoyo, lo que resulta en una mayor resistencia de adherencia al hormigón. En términos de promedio general, se obtuvo un incremento de 20,56% de tensión máxima de adherencia en la medida en que se incrementa el recubrimiento del hormigón. En el caso de los valores de deslizamiento de la barra de PRFV registrados (Figura 10.b), se evidencia como en la medida que se incrementa el recubrimiento del hormigón (c_b), se obtiene una disminución en los valores de deslizamiento de la barra de PRFV (S_1) dentro de la masa de hormigón. Cuando se incrementa el recubrimiento del hormigón, se incrementa el confinamiento sobre la barra de refuerzo de PRFV y permite que la barra desarrolle una mayor fuerza de apoyo, lo que resulta en una mayor resistencia de adherencia al hormigón y, por lo tanto, el desarrollo del deslizamiento del refuerzo de PRFV tiende a disminuir. En términos de promedio general, se obtuvo una disminución de 2,96% de deslizamiento de la barra de PRFV en la medida en que se incrementa el recubrimiento del hormigón.

4.5. ECUACIÓN OBTENIDA POR ANÁLISIS DE REGRESIÓN MÚLTIPLE QUE PREDICE LA MÁXIMA TENSIÓN DE ADHERENCIA

Una vez realizado el estudio paramétrico, se desarrolló un modelo de regresión múltiple, mediante la utilización del programa STATGRAPHICS Centurion XV, que permite predecir la máxima tensión de adherencia ($\tau_{máx}$) entre las barras de PRFV y el hormigón. Las variables independientes seleccionadas para el modelo fueron la resistencia a compresión del hormigón (f'_c), el diámetro de la barra (d_b) y el recubrimiento del hormigón (c_b). En ese sentido, se muestra en la ecuación 11, el modelo de regresión obtenido que predice la máxima tensión de adherencia, con un valor de coeficiente de determinación $R^2 = 98,03$, lo que explica el 98,03% de la variabilidad de la tensión máxima de adherencia, indicando una buena calidad en el ajuste del modelo de regresión conseguido.

$$\tau_{máx} = 3,49094 - 0,318403d_b + 0,0823704c_b + 0,1175f'_c \quad (11)$$

En la expresión anterior, las variables diámetro de barra (d_b) y recubrimiento del hormigón (c_b), se introducen en mm, mientras que la variable resistencia a compresión del hormigón (f'_c) se introduce en MPa y el resultado de la máxima tensión de adherencia ($\tau_{máx}$) sale en MPa.

4.6. COMPARACIÓN DE LA ECUACIÓN DE REGRESIÓN OBTENIDA CON EXPRESIONES DE DIFERENTES NORMAS

A continuación, se realiza una comparación entre la ecuación de regresión obtenida (ecuación 11) y las expresiones establecidas en diferentes normas consultadas, acerca de la longitud de anclaje del refuerzo de PRFV en el hormigón, convertidas a determinar la máxima tensión de adherencia para dicha longitud de anclaje. Las normas escogidas para la comparación son: el código estadounidense ACI 440.1R del 2015 [27], y las normas canadienses CSA S806 del 2017 y CSA S6 del 2014 [28, 29] respectivamente. A continuación, se presentan las ecuaciones 12-14 resultantes para cada normativa, respectivamente.

$$\tau_{máx} = 0,083\sqrt{f'_c} \left(4 + 0,3 \frac{C}{d_b} + 100 \frac{d_b}{l_e} \right) \quad (12)$$

$$\tau_{máx} = \frac{d_{cs}\sqrt{f'_c}}{1,15\pi d_b k_1 k_2 k_3 k_4 k_5} \quad (13)$$

$$\tau_{máx} = \frac{0,4\sqrt{f'_c} \left[d_{cs} + K_{tr} \frac{E_{FRP}}{E_s} \right]}{0,45\pi d_b k_1 k_4} \quad (14)$$

En las expresiones anteriores, además de contener los tres parámetros analizados en esta investigación: la resistencia a compresión del hormigón (f'_c), el diámetro de la barra de PRFV (d_b) y el recubrimiento del hormigón (C , y d_{cs}); existen otros parámetros dimensionales como son: la longitud adherida de la barra de PRF (l_e), el efecto del confinamiento que brinda el refuerzo transversal (K_{tr}), el módulo de elasticidad de la barra de PRF (E_{FRP}) y el módulo de elasticidad del acero (E_s) respectivamente. De igual manera, existen parámetros adimensionales como son: el factor que tiene en cuenta la posición del refuerzo durante el hormigonado (k_1), factor que tiene en cuenta la densidad del hormigón (k_2), factor que tiene en cuenta la influencia del diámetro de la barra (k_3), el factor que tiene en cuenta el tipo de fibra de la barra de PRF (k_4) en la norma CSA S806 del 2017 [28], el factor que tiene en cuenta la relación entre la resistencia de adherencia de la barra de PRF y una barra de acero de igual área (k_4) en la norma CSA S6 del 2014 [29] y el factor que tiene en cuenta la geometría de la superficie de la barra de PRF (k_5). A partir de lo anterior es importante señalar, que la comparación realizada entre la ecuación de regresión obtenida (ecuación 11) y las expresiones establecidas en las tres normas consultadas (ecuaciones 12, 13 y 14), se efectuó a partir de simplificar las expresiones de las normas introduciendo valores fijos a los factores que no se tuvieron en cuenta en la parametrización de esta investigación. En ese sentido, el factor $k_1 = 1$, ya que no se tomó en cuenta la influencia de la posición del refuerzo durante el hormigonado; el factor $k_2 = 1$, debido a que se trata de hormigón de densidad normal; el factor $k_4 = 1$ en el caso de la norma CSA S806 del 2017 [28], debido a que se trata de un refuerzo de PRFV (fibra de vidrio); el factor $k_4 = 0,8$ en el caso de la norma CSA S6 del 2014 [29], debido a que no se cuenta con resultados experimentales similares empleando barras de acero de refuerzo; el factor $k_5 = 1$, debido a que el refuerzo de PRFV se encuentra recubierto con arena y el parámetro $K_{tr} = 0$, debido a que no se está analizando la influencia del confinamiento que brinda el refuerzo transversal en la adherencia.

En la Figura 11, se representan los valores promedio de las diferencias (en términos porcentuales), entre los valores de la máxima tensión de adherencia obtenidos con las expresiones simplificadas reportadas en las normas consultadas (ecuaciones 12, 13 y 14), con respecto a los valores de tensión máxima de adherencia obtenidos con la ecuación de regresión propuesta en esta investigación (ecuación 11).

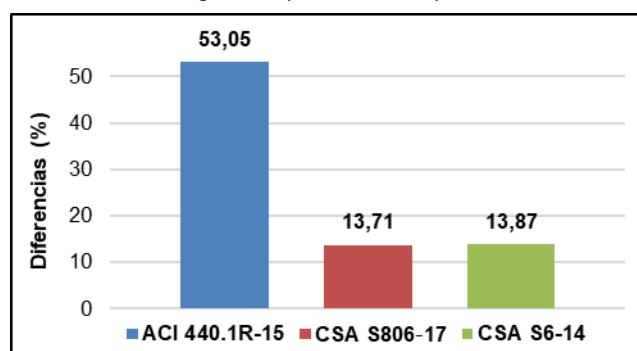


Fig. 11- Diferencias porcentuales de los resultados de las expresiones de las normas con respecto a la ecuación de regresión.

En la figura anterior se aprecian diferencias, en el rango entre 13% y 54%, entre las expresiones reportadas en las tres normas consultadas [27-29] y la ecuación de regresión obtenida. En el caso de la norma estadounidense [27] se reporta una diferencia en promedio de 53,05% con relación a la ecuación de regresión, sin embargo, con relación a las normas canadienses [28, 29], las diferencias no superan el 14 %. Es importante señalar que la diferencia obtenida con relación a la expresión del ACI 440.1R [27] se debe fundamentalmente a que, en dicho código, se calcula directamente el valor de la máxima tensión de adherencia en función de parámetros dimensionales (f'_c, d_b, C y l_e) y no presenta otros factores adimensionales que afecten su valor, como sí lo presentan las otras normas canadienses analizadas [28, 29]. Por otra parte, la expresión de la norma estadounidense [27], incluye el valor de la longitud adherida de la barra de PRF (l_e), mientras que las expresiones de las dos normas canadienses [28, 29] no lo tienen en cuenta cuando se calcula la máxima tensión de adherencia.

Una vez obtenidas las diferencias porcentuales promedio de los resultados de las expresiones de las normas [27-29] con respecto a la ecuación de regresión (ecuación 11), se procede a analizar la influencia, en las diferencias alcanzadas, de cada uno de los tres parámetros estudiados en la investigación. En ese sentido, se muestra en la figura 12, la influencia de los valores fijados de la resistencia a compresión del hormigón, en las diferencias porcentuales de los resultados de la máxima tensión de adherencia de las expresiones de las tres normas consultadas [27-29], con respecto a la ecuación de regresión.

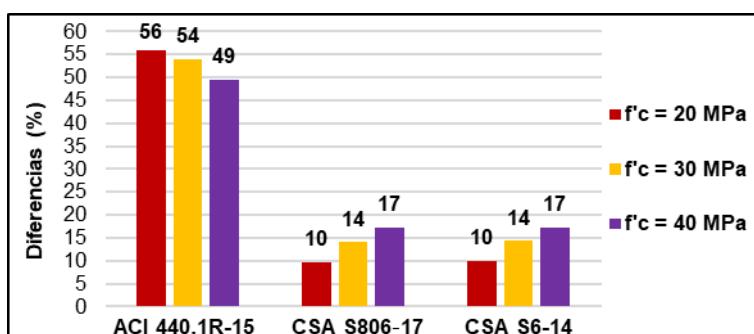


Fig. 12- Influencia de la resistencia del hormigón en las diferencias (%) de los resultados de las normas con respecto a la ecuación de regresión.

Analizando la influencia de los tres valores fijados de resistencia a compresión del hormigón, en la figura 12 se observa cómo, las diferencias porcentuales de los resultados de la expresión de la norma ACI 440.1R [27] con respecto a la ecuación de regresión, se encuentran en el intervalo de 49% a 56%; mientras que en el caso de las expresiones de las normas CSA S806 del 2017 [28] y CSA S6 del 2014 [29], las diferencias con respecto a la ecuación de regresión se encuentran en el intervalo de 10% a 17%. También se puede observar como en el caso de la norma ACI 440.1R [27], existe una tendencia a que disminuyan las diferencias porcentuales con respecto a la ecuación de regresión, en la medida en que se aumenta la calidad del hormigón; mientras que en los casos de las normas canadienses [28, 29], existe una tendencia a que se incrementen las diferencias porcentuales con respecto a la ecuación de regresión, en la medida en que se aumenta la resistencia a compresión del hormigón.

En la figura 13, se muestra la influencia de los valores fijados del diámetro de la barra de PRFV, en las diferencias porcentuales de los resultados de la máxima tensión de adherencia de las expresiones de las tres normas consultadas [27-29], con respecto a la ecuación de regresión.

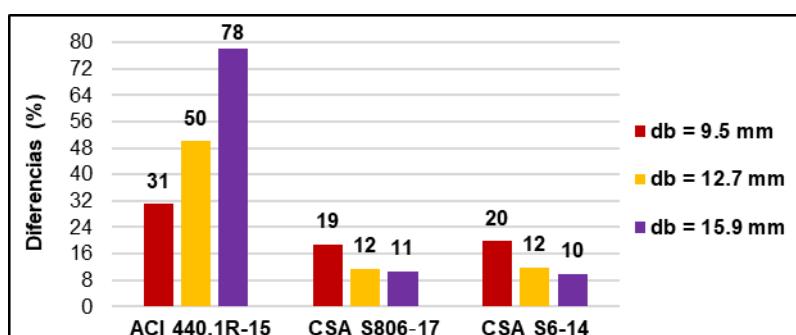


Fig. 13- Influencia del diámetro de la barra en las diferencias (%) de los resultados de las normas con respecto a la ecuación de regresión.

Analizando la influencia de los tres valores fijados del diámetro de la barra de PRFV, en la figura 13 se observa cómo, las diferencias porcentuales de los resultados de la expresión de la norma ACI 440.1R [27] con respecto a la ecuación de regresión, se encuentran en el intervalo de 31% a 78%, mientras que en el caso de las expresiones de las normas CSA S806 del 2017 [28] y CSA S6 del 2014 [29], las diferencias con respecto a la ecuación de regresión se encuentran en el intervalo de 10% a 20%. También se puede observar como en el caso de la norma ACI 440.1R [27], existe una tendencia a que se incrementen las diferencias porcentuales con respecto a la ecuación de regresión, en la medida en que se aumenta el diámetro de la barra; mientras que en los casos de las normas canadienses [28, 29], existe una tendencia a que disminuyan las diferencias porcentuales con respecto a la ecuación de regresión, en la medida en que se aumenta el diámetro de la barra de PRFV.

En la figura 14, se muestra la influencia de los valores fijados del recubrimiento del hormigón, en las diferencias porcentuales de los resultados de la máxima tensión de adherencia de las expresiones de las tres normas consultadas, con respecto a la ecuación de regresión.

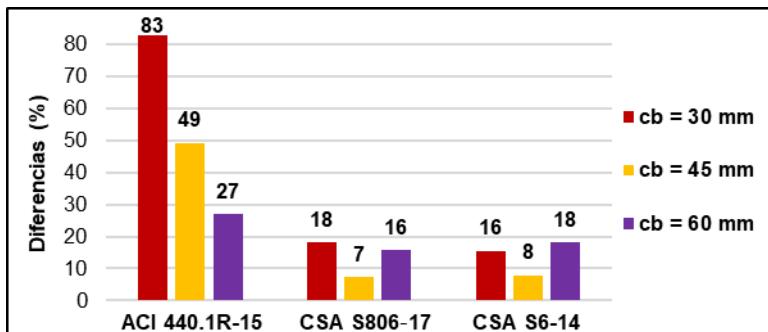


Fig. 14- Influencia del recubrimiento del hormigón en las diferencias (%) de los resultados de las normas con respecto a la ecuación de regresión.

Analizando la influencia de los tres valores fijados del recubrimiento del hormigón, en la figura 14 se observa cómo, las diferencias porcentuales de los resultados de la expresión de la norma ACI 440.1R [27] con respecto a la ecuación de regresión, se encuentran en el intervalo de 27% a 83%, mientras que en el caso de las expresiones de las normas CSA S806 del 2017 [28] y CSA S6 del 2014 [29], las diferencias con respecto a la ecuación de regresión se encuentran en el intervalo de 7% a 18%. También se puede observar como en el caso de la norma ACI 440.1R [27], existe una tendencia a que disminuyan las diferencias porcentuales con respecto a la ecuación de regresión, en la medida en que se aumenta el recubrimiento del hormigón; mientras que en los casos de las normas canadienses [28, 29], no se observa una tendencia uniforme entre las diferencias porcentuales con respecto a la ecuación de regresión, en la medida en que se aumenta el recubrimiento del hormigón.

5. CONCLUSIONES

Con el desarrollo de la presente investigación se obtuvo un modelo numérico de un ensayo de extracción que evalúa la adherencia entre barras de PRFV y el hormigón con el empleo del Método de Elementos Finitos (MEF) ajustado a resultados experimentales. Este modelo se calibró matemática y físicamente con respecto a un ensayo real, por lo que sirve de base a futuras investigaciones en el tema. En referencia al análisis de la influencia de los parámetros en el comportamiento adherente hormigón – barras de PRFV se tiene que en la medida en que se incrementan los valores de resistencia a compresión del hormigón en el rango de 20 MPa a 40 MPa, se aumenta la tensión de adherencia en un 19,95% y disminuye el deslizamiento de la barra en un 3,81%. En la medida en que se incrementan los valores del diámetro de la barra en el rango entre 9,5 mm y 15,9 mm, disminuye la tensión de adherencia en un 16,66% y se incrementa el deslizamiento de la barra en un 3,05%; y en la medida en que se incrementan los valores del recubrimiento del hormigón en el rango de 30 mm a 60 mm, se aumenta la tensión de adherencia en un 20,56% y disminuye el deslizamiento de la barra en un 2,96%. El estudio paramétrico realizado a partir del modelo numérico permitió que se obtuviera una ecuación de regresión que predice la máxima tensión de adherencia entre barras de PRFV y el hormigón, con un valor del coeficiente de determinación $R^2= 98,03\%$, lo que indica una buena calidad en el ajuste del modelo de regresión obtenido. Finalmente, del estudio comparativo entre los valores obtenidos de tensión máxima de adherencia con la ecuación de regresión y las expresiones de las normas consultadas, se obtuvieron diferencias en promedio en el rango de 13% y 54%, donde las mayores influencias en alcanzar dichas diferencias, se dieron para el parámetro recubrimiento del hormigón, seguido por el diámetro de la barra y por la resistencia a compresión del hormigón, en ese orden respectivamente.

REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS

1. Z. Achillides and K. Pilakoutas, "Bond behavior of fiber reinforced polymer bars under direct pullout conditions," *Journal of Composites for construction*, vol. 8, no. 2, pp. 173-181, 2004. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)1090-0268\(2004\)8:2\(173\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)1090-0268(2004)8:2(173))
2. B. Di, J. Wang, H. Li, J. Zheng, Y. Zheng, and G. Song, "Investigation of bonding behavior of FRP and steel bars in self-compacting concrete structures using acoustic emission method," *Sensors*, vol. 19, no. 1, p. 159, 2019. <https://doi.org/10.3390/s19010159>
3. W. Li, M. Zhou, F. Liu, Y. Jiao, and Q. Wu, "Experimental Study on the Bond Performance between Fiber-Reinforced Polymer Bar and Unsaturated Polyester Resin Concrete," *Advances in Civil Engineering*, vol. 2021, no. 1, p. 6676494, 2021. <https://doi.org/10.1155/2021/6676494>
4. E. Nepomuceno, J. Sena-Cruz, L. Correia, and T. D'Antino, "Review on the bond behavior and durability of FRP bars to concrete," *Construction Building Materials*, vol. 287, p. 123042, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2021.123042>
5. G. Fava, V. Carvelli, and M. A. Pisani, "Remarks on bond of GFRP rebars and concrete," *Composites Part B: Engineering*, vol. 93, pp. 210-220, 2016. <https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2016.03.012>
6. K. Hossain, D. Ametrano, and M. Lachemi, "Bond strength of GFRP bars in ultra-high strength concrete using RILEM beam tests," *Journal of Building Engineering*, vol. 10, pp. 69-79, 2017. <https://doi.org/10.1016/j.jobe.2017.02.005>
7. K. M. A. Hossain, "Bond strength of GFRP bars embedded in engineered cementitious composite using RILEM beam testing," *International Journal of Concrete Structures Materials*, vol. 12, no. 1, p. 6, 2018. <https://link.springer.com/article/10.1186/s40069-018-0240-0>
8. B. Basaran and I. Kalkan, "Investigation on variables affecting bond strength between FRP reinforcing bar and concrete by modified hinged beam tests," *Composite Structures*, vol. 242, p. 112185, 2020. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2020.112185>
9. M. Eladawy, W. Chen, and B. Benmokrane, "Effect of bond strength of newly developed glass fiber-reinforced polymer bars on the load-slip performance," in *Proceedings of the 8th International Conference on Advanced Composite Materials in Bridges and Structures* Montreal, QC, Canada, 2021, pp. 18-20.
10. S. Solyom and G. L. Balázs, "Analytical and statistical study of the bond of FRP bars with different surface characteristics," *Composite Structures*, vol. 270, p. 113953, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2021.113953>
11. D. Michaud, A. Fam, and M.-A. Dagenais, "Development length of sand-coated GFRP bars embedded in Ultra-High performance concrete with very small cover," *Construction Building Materials*, vol. 270, p. 121384, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2020.121384>
12. P. Zhang et al., "Influence of rib parameters on mechanical properties and bond behavior in concrete of fiber-reinforced polymer rebar," *Advances in Structural Engineering*, vol. 24, no. 1, pp. 196-208, 2021. <https://doi.org/10.1177/1369433220947196>
13. T. T. Akbas, O. C. Celik, and C. Yalcin, "Experimental bond behaviour of deformed CFRP rebars in high strength concrete," in *Proceeding of the Concrete—Innovation and Design*, FIB Symposium, Copenhagen, Denmark, 2015, pp. 18-20.
14. F. Yan, Z. Lin, and M. Yang, "Bond mechanism and bond strength of GFRP bars to concrete: A review," *Composites Part B: Engineering*, vol. 98, pp. 56-69, 2016. <https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2016.04.068>
15. J. S. Park, A. R. Lim, J. Kim, and J. Y. Lee, "Bond performance of fiber reinforced polymer rebars in different casting positions," *Polymer Composites*, vol. 37, no. 7, pp. 2098-2108, 2016. <https://doi.org/10.1002/pc.23388>
16. E. Golafshani, A. Rahai, and M. Sebt, "Artificial neural network and genetic programming for predicting the bond strength of GFRP bars in concrete," *Materials and Structures*, vol. 48, no. 5, pp. 1581-1602, 2015. <https://doi.org/10.1617/s11527-014-0256-0>
17. M. A. Körögü, "Artificial neural network for predicting the flexural bond strength of FRP bars in concrete," *Science Engineering of Composite Materials*, vol. 26, no. 1, pp. 12-29, 2019. <https://doi.org/10.1515/secm-2017-0155>
18. J. Alves, A. El-Ragaby, and E. El-Salakawy, "Durability of GFRP bars' bond to concrete under different loading and environmental conditions," *Journal of composites for construction*, vol. 15, no. 3, pp. 249-262, 2011. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)CC.1943-5614.0000161](https://doi.org/10.1061/(ASCE)CC.1943-5614.0000161)
19. A. Borosnyói, "Influence of service temperature and strain rate on the bond performance of CFRP reinforcement in concrete," *Composite Structures*, vol. 127, pp. 18-27, 2015. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2015.02.076>

REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS

20. A. Godat, S. Aldaweela, H. Aljaberi, N. Al Tamimi, and E. Alghafri, "Bond strength of FRP bars in recycled-aggregate concrete," *Construction Building Materials*, vol. 267, p. 120919, 2021. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2020.120919>
21. S. Erdem, T. Kağnıcı, and M. A. Blankson, "Investigation of bond between fibre reinforced polymer (FRP) composites rebar and aramid fibre-reinforced concrete," *Int. J. Compos. Mater.*, vol. 5, no. 6, pp. 148-154, 2015.
22. J.-E. Kang, B.-I. Kim, J.-S. Park, and J.-Y. Lee, "Influence evaluation of fiber on the bond behavior of GFRP bars embedded in fiber reinforced concrete," *Journal of the Korea Concrete Institute*, vol. 24, no. 1, pp. 79-86, 2012.
23. Y. Cui et al., "Experimental and finite element study of bond behavior between seawater sea-sand alkali activated concrete and FRP bars," *Construction Building Materials*, vol. 424, p. 135919, 2024. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2024.135919>
24. M. Rezazadeh, V. Carvelli, and A. Veljkovic, "Modelling bond of GFRP rebar and concrete," *Construction Building Materials*, vol. 153, pp. 102-116, 2017. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.07.092>
25. Y. Shiping, L. Yushan, and L. Yunchao, "Numerical Simulation of Bonding Performance Between FRP Bars and Full Coral Aggregate Seawater Concrete," *Journal of Basic Science Engineering*, vol. 31, no. 1, pp. 210-223, 2023.10.16058/j.issn.1005-0930.2023.01.016.
26. B. H. Tekle and A. Khennane, "Parametric study on bond of GFRP bars in alkali-activated cement concrete," *Magazine of Concrete Research*, vol. 72, no. 13, pp. 670-680, 2020. <https://doi.org/10.1680/jmacr.18.00364>
27. Guide for the design and construction of structural concrete reinforced with fiber-reinforced polymer FRP bars, 1942727100, 2015.
28. CSA-S806. Design and construction of building structures with fibre-reinforced polymers, 2017.
29. CSA-S6-06. Canadian Highway Bridge Design Code, 2014.
30. A. Rolland, M. Quiertant, A. Khadour, S. Chataigner, K. Benzarti, and P. Argoul, "Experimental investigations on the bond behavior between concrete and FRP reinforcing bars," *Construction Building Materials*, vol. 173, pp. 136-148, 2018. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2018.03.169>
31. Guide Test Methods for Fiber-Reinforced Polymers (FRPs) for Reinforcing or Strengthening Concrete Structures, 2012.
32. S. Oller, *Fractura mecánica: un enfoque global*. Centro Internacional de Métodos Numéricos en Ingeniería Barcelona, Spain, 2001.
33. D. C. Kent and R. Park, "Flexural members with confined concrete," *Journal of the structural division*, vol. 97, no. 7, pp. 1969-1990, 1971. <https://doi.org/10.1061/JSDEAG.0002957>
34. CEB-FIB Model Code 1990, Design Code, Thomas Telford, 1993