

Universidad Tecnológica Nacional
Facultad Regional La Plata
Departamento de Ingeniería Mecánica

Tesis presentada para optar al grado de
Doctor en Ingeniería - Mención Materiales
de la Universidad Tecnológica Nacional

Transporte y estabilidad de agentes de sostén
en fractura hidráulica para la estimulación
de yacimientos de hidrocarburos no
convencionales.

Matías Ezequiel Fernández

Director:

Luis Ariel Pugnaroni

Co-Director:

Martín Sánchez

2018

Tesis Doctoral

Realizada en el

Departamento de Ingeniería Mecánica de la
Universidad Tecnológica Nacional, Facultad Regional La Plata
para optar al Título de
Doctor en Ingeniería - Mención Materiales

Transporte y estabilidad de agente de sostén
en fractura hidráulica para la estimulación
de yacimientos de hidrocarburos no
convencionales.

por

Matías Ezequiel Fernández

Director:

Luis Ariel Pugnaroni

Co-Director:

Martín Sánchez

Sostenida el 23 de noviembre de 2018

Frente al jurado de tesis conformado por:

Marcelo Fabián Piva

Jorge Guillermo Reyna Almandos

Fabio Daniel Saccone

a
mi familia

AGRADECIMIENTOS

En primer lugar quiero agradecer a mi director de tesis, Luis, por su presencia incondicional, acertada orientación y relevantes aportes, críticas, comentarios y sugerencias durante el desarrollo de esta investigación.

También quiero agradecer el apoyo recibido de mi Co-Director de tesis, Martín, por su constante y paciente seguimiento. Sus conocimientos en el campo han sido imprescindibles para llevar a cabo esta investigación.

Quiero agradecer el apoyo brindado por Y-TEC y el CONICET para la realización de la presente tesis.

A Y-TEC por permitirme visitar el Grupo de Investigación de Medios Granulares de la Universidad de Navarra.

Al Grupo de Medios Granulares (UNAV) por recibirme en su laboratorio y en especial a Diego Maza por las fructíferas discusiones mantenidas.

Agradezco también a la UTN por darme lugar donde realizar las investigaciones. A Víctor Sacchetto por su continua predisposición, colaboración y apoyo dentro del departamento.

Por último a Juan Pablo Peralta y Juan Pablo Cagnola. Sus aportes y contribuciones fueron de gran importancia para el desarrollo de esta investigación.

PREFACIO

Los hidrocarburos de un sistema petrolero no convencional se encuentran embebidos en formaciones rocosas de baja permeabilidad. Como consecuencia, durante su explotación el flujo del hidrocarburo a través de la matriz porosa de la roca hacia la perforación se produce a velocidades muy bajas y la producción se vuelve económicamente inviable.

La fractura hidráulica es una técnica para estimular la extracción de estos hidrocarburos que constituyen actualmente una reserva de energía estratégica en Argentina. Este procedimiento consiste en la inyección, en una perforación, de fluidos a presión con el objetivo de crear fracturas o ampliar las fracturas existentes en el sustrato rocoso, favoreciendo así la salida del hidrocarburo hacia el exterior. Dado que al liberar la presión de fracturamiento la presión existente en el subsuelo vuelve a cerrar las fracturas, se utilizan agentes de sostén (materiales granulados) mezclados con fluidos de fracturamiento.

Los agentes de sostén pueden consistir en arenas tamizadas, bauxita sinterizada, materiales cerámicos, materiales recubiertos con resinas, microesferas de silica, entre otros.

La forma en que el agente de sostén penetra y se deposita en la formación determina la futura conductividad de la fractura (y en consecuencia la velocidad de salida del hidrocarburo). Asimismo, la disposición espacial del agente de sostén es crítica para la estabilidad a largo plazo del empaquetamiento de granos ante las perturbaciones inducidas por el flujo del hidrocarburo o cambios en los esfuerzos del subsuelo.

Esta tesis se enfoca en el estudio de la forma en que penetra y se deposita el agente de sostén durante la fracturación.

La hipótesis central es que el tamaño de los granos y el protocolo de llenado del agente de sostén tienen un efecto significativo no trivial en los valores medios y fluctuaciones de cantidades macroscópicas, como la fracción de volumen ocupado y la disposición espacial del mismo una vez cerrada la fractura.

El objetivo de esta tesis es entonces elucidar bajo qué condiciones es posible predecir el comportamiento de transporte de agente de sostén en una fractura de campo.

Como resultado de este trabajo se construyó un dispositivo experimental que simula el recorrido del agente de sostén dentro de una fractura. Se implementó un protocolo de medición con el cual somos capaces de obtener resultados comparables entre nuestra fractura modelo y una fractura de campo.

ÍNDICE GENERAL

Prefacio	V
1. RESERVORIO NO CONVENCIONAL DE HIDROCARBURO	1
1.1. Características generales	2
1.2. Fractura hidráulica	3
1.3. Fluidos de fractura	5
1.3.1. Fluidos newtonianos	6
1.3.2. Fluidos no-newtonianos	6
1.3.3. Preparación de fluidos	8
1.4. Agentes de sostén	10
1.4.1. Caracterización	10
1.4.2. Tipos de agente de sostén	11
1.4.3. Conductividad en fracturas	12
1.5. Transporte de agente de sostén	15
1.6. Estructura de esta tesis y aporte original	18
2. ANÁLISIS DIMENSIONAL	21
2.1. Introducción	21
2.2. Fractura de campo de referencia	22
2.3. Semejanza geométrica de la fractura	22
2.4. Semejanza dinámica	23
2.4.1. Número de Reynolds generalizado	23
2.4.2. Semejanza dinámica en la fractura	23
2.4.3. Semejanza en el punzado	24
2.5. Cálculo del caudal	26
2.6. Valores típicos de R_{eg} en fractura y punzado	26
2.7. Otros parámetros adimensionales	28
2.8. Conclusión	29
3. DISEÑO DEL DISPOSITIVO EXPERIMENTAL	31
3.1. Diseño básico	31
3.2. Cálculo de presiones	32
3.2.1. Presiones en el equipo: Agua	34
3.2.2. Presiones en el equipo: AG2(40)	34
3.2.3. Validación de presiones en prototipo	34

3.3. Cálculo de desplazamientos de las placas de la celda	36
3.3.1. Placa empotrada	36
3.3.2. Placa abulonada con matriz metálica de refuerzo	38
3.4. Montaje experimental	40
4. ANÁLISIS DINÁMICO - PIV	49
4.1. Definición general de PIV	49
4.2. PIVlab	51
4.2.1. Arquitectura	51
4.2.2. Pre-procesamiento	51
4.2.3. Evaluación de imágenes	52
4.2.4. Post-procesamiento	53
4.3. Validación de la técnica para transporte de agente de sostén	53
4.3.1. Preparación del fluido	53
4.3.2. Captura de imágenes	53
4.3.3. Parámetros PIVlab	54
4.3.4. Validación	57
5. RESULTADOS Y DISCUSIONES	59
5.1. Escala de longitud y tiempo	59
5.2. Protocolo	60
5.3. Agentes de sostén	61
5.4. Patrón de flujo	61
5.5. Forma y posición de la duna	63
5.6. Área sostenida	65
5.7. Resultados preliminares PIV	66
5.8. Discusión	68
6. CONCLUSIONES	71
6.1. Sumario	71
6.2. Perspectivas	73
6.3. Comentarios finales	73
Bibliografía	75

RESERVORIO NO CONVENCIONAL DE HIDROCARBURO

El sistema petrolero convencional consiste en una serie de elementos y procesos que se tienen que encontrar en un tiempo determinado.¹ Estos elementos son: la roca madre o generadora, la roca reservorio, la roca sello, la columna de roca, una trampa, los procesos de generación, migración, acumulación del hidrocarburo y la preservación del hidrocarburo en la roca reservorio [1]. Si falta alguno de estos elementos y/o procesos estamos en presencia de un reservorio no convencional. En la Fig. 1 se muestra un esquema de un sistema petrolero convencional.

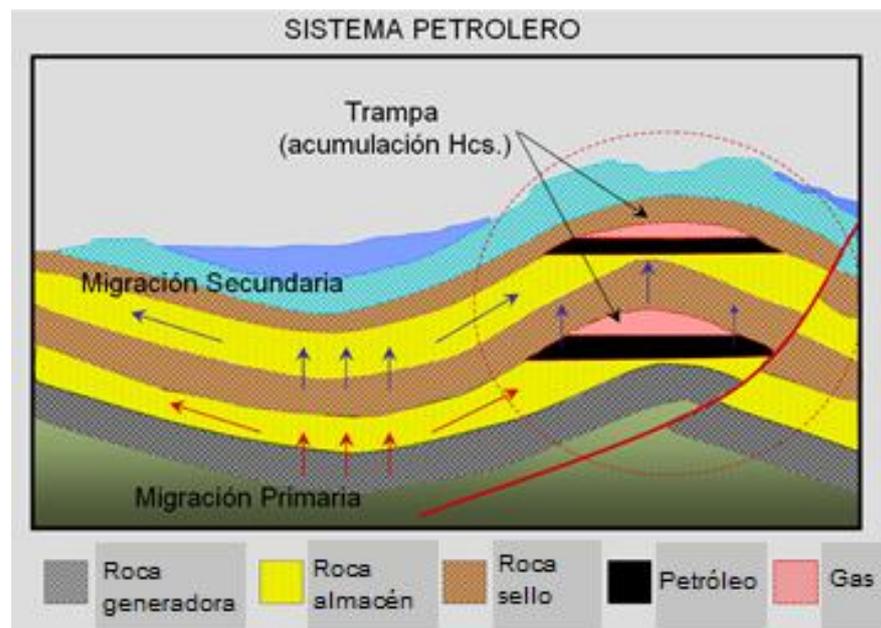


Figura 1: Esquema de un sistema petrolero convencional. Imagen modificada de [2].

Existen diferentes tipos de reservorios no convencionales. A lo largo de esta tesis nos centraremos en los del tipo *shale-oil* y *shale-gas*. Estos son el nombre que se dan a los reservorios en los cuales los niveles de la roca productora son ricos en materia orgánica. Esta materia orgánica sufrió los procesos físico-químicos para convertirse en hidrocarburo, pero no llegó a darse la migración a la roca reservorio. El hidrocarburo, petróleo o gas, sigue atrapado dentro de la roca madre. Este es el caso, por ejemplo, de la formación Vaca Muerta [3]. En los últimos años, este tipo de reservorios se han convertido

¹ Escala en tiempos geológicos

en el tema de investigación de un número cada vez mayor de científicos alrededor del mundo [4–7].

En este capítulo discutiremos primero sobre algunas de las características distintivas de las formaciones no convencionales y los procedimientos de estimulación que éstas requieren. Luego, introduciremos propiedades y definiciones específicas relacionados con el presente trabajo y concluiremos el capítulo con los objetivos y el aporte original de esta tesis.

1.1 CARACTERÍSTICAS GENERALES

Los reservorios no convencionales presentan comportamientos y características particulares. Un ejemplo es la baja permeabilidad y conductividad de la roca [8]. En la Fig. 2 se muestra la diferencia de permeabilidad entre los distintos tipos de reservorios.

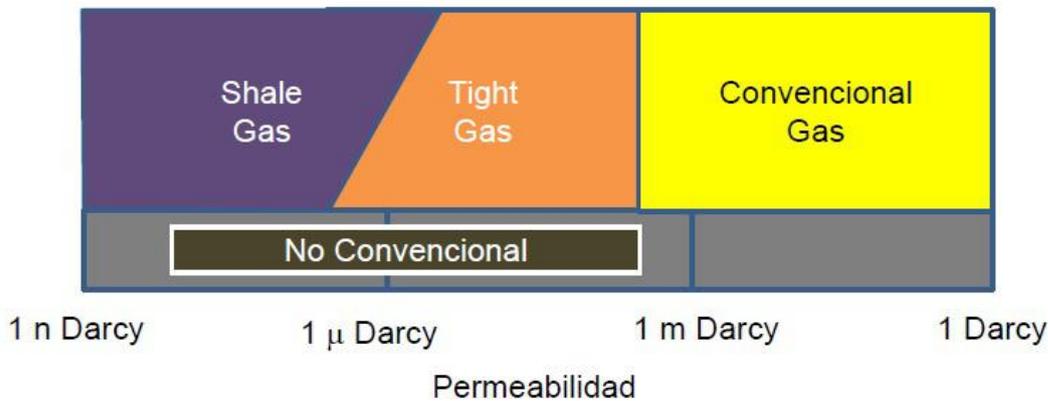


Figura 2: Esquema comparativo entre permeabilidades de un reservorio convencional y no-convencional. Imagen obtenida de [9].

La porosidad y la permeabilidad son características importantes de la roca. La porosidad representa un porcentaje que relaciona el volumen que ocupan los poros en un volumen unitario de roca, si la porosidad es del 50 % significa que la mitad de la roca está constituida por poros y la otra mitad por partículas sólidas. Este parámetro no otorga información sobre cómo están conectados los poros, para ello recurrimos a la porosidad eficaz, que se refiere a la porosidad representada por aquellos espacios por los que puede circular el hidrocarburo, es decir, aquellos que están comunicados. La porosidad eficaz siempre será menor o igual que la porosidad total [10].

La permeabilidad de un material es la capacidad que éste tiene de conducir un fluido a través de su matriz porosa. Un material será más permeable cuando sea poroso y estos poros sean de gran tamaño y estén conectados. La permeabilidad se puede cuantificar mediante la ley de Darcy [11] :

$$q = -\frac{kA \Delta p}{\mu \Delta l}, \quad (1)$$

donde q es el caudal en cm^3/s que fluye por una sección de roca de una dada longitud Δl , k es la permeabilidad en Darcy (D), A es el área de la sección en cm^2 , $\Delta p/\Delta l$ es el

gradiente de presión en dirección del flujo en $\frac{\rightarrow}{kg/cm^2}$ y μ es la viscosidad del fluido en cp.

En la Fig. 3 se muestran ejemplos de la estructura de poros en diferentes rocas reservorio. Como se puede observar en las Figs. 2 y 3, los yacimientos no convencionales poseen una permeabilidad y porosidad muy inferior en comparación con los convencionales. Por este motivo el hidrocarburo se encuentra atrapado en la roca y no es posible su extracción con los métodos habituales.

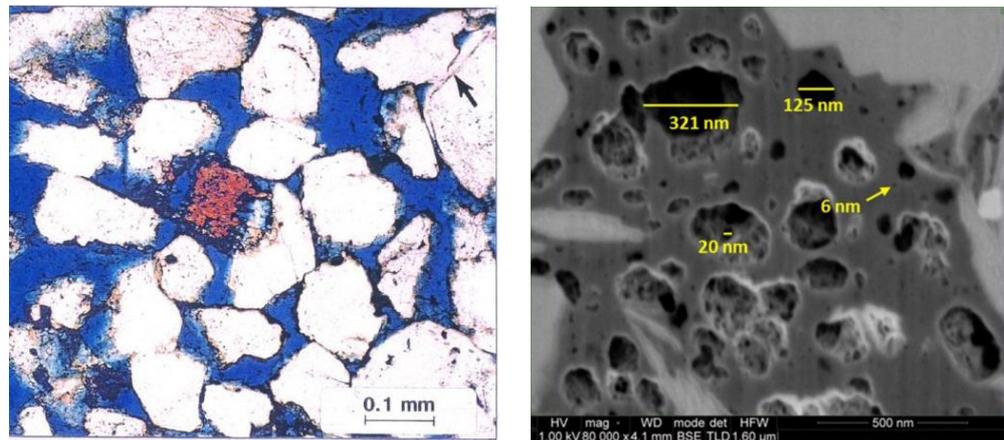


Figura 3: La figura de la izq. corresponde a un reservorio convencional. Porosidad de 25 % y permeabilidad 10 mD (imagen extraída de [12]). A la derecha, una imagen de la estructura de una roca de un reservorio no convencional. Porosidad <10 % y permeabilidad 0,1mD. (imagen extraída de [13]).

1.2 FRACTURA HIDRÁULICA

La fractura hidráulica es una técnica para estimular la producción de hidrocarburos en reservorios no convencionales. Este tipo de tecnología no es necesariamente novedosa, pero sí más costosa [14]. Esta técnica también se utiliza en reservorios convencionales cuando han perdido permeabilidad durante su explotación. El procedimiento consiste en la inyección de un fluido a presión hasta la profundidad a la que se encuentra la roca que se quiere fracturar en la cara del pozo. El fluido de fractura es inyectado a presión en conjunto con aditivos y agentes de sostén. Los agentes de sostén son materiales granulares que actúan como soportes para mantener las fracturas abiertas después del tratamiento y suministrar a las mismas una mejor capacidad para conducir el hidrocarburo hacia el pozo. En la actualidad se experimenta con distintos materiales granulares como por ejemplo arenas tamizadas, arenas resinadas, bolas de plástico, cerámica y bauxita sinterizada, entre otros. Esta técnica permite lograr un incremento de la conductividad de las fracturas. También se utiliza para controlar la producción de arena en formaciones poco consolidadas y para atenuar la velocidad de deposición de materiales que dañan la formación (asfaltenos, parafinas y arcillas migratorias) [15].

Los pozos de acuerdo a su trayectoria se clasifican en verticales y horizontales. Para los reservorios convencionales se utiliza tanto pozos verticales como horizontales. En el caso de reservorios no convencionales, como en la formación Vaca Muerta, comúnmente

el pozo se inicia como vertical hasta llegar a la formación deseada (entre 2000 m y 3000 m de profundidad) para luego perforar en forma horizontal a lo largo de la formación.

En la Fig. 4 se muestra un esquema del procedimiento de punzado del *casing* para la posterior fractura de la formación.

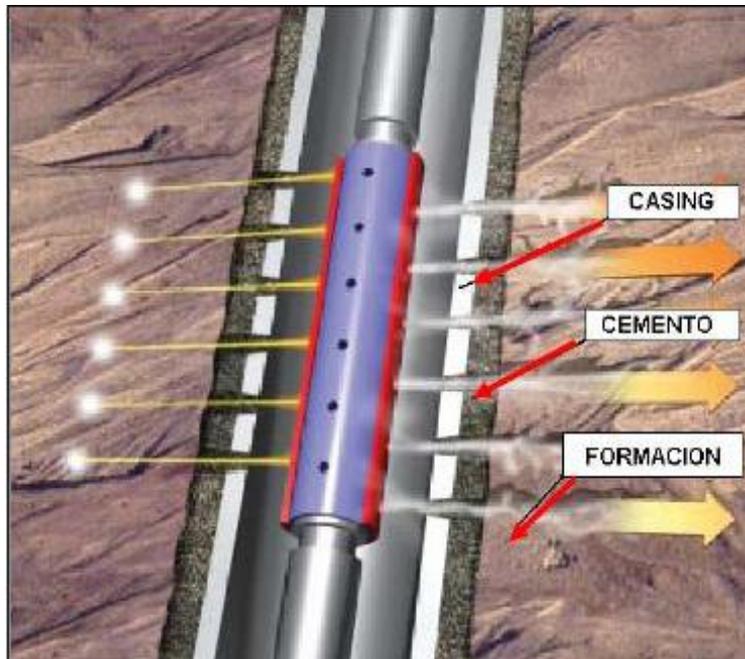


Figura 4: Esquema de una fractura hidráulica. En el mismo se puede ver el encamisado de cemento entre el *casing* y la formación.

Una vez entubado y cementado el pozo, comprobada la hermeticidad del pozo respecto de sus paredes, se decide que partes de la formación productiva se van a abrir al pozo. Esto se realiza a través de pequeñas perforaciones de no más de 1 a 3 cm de diámetro. Este procedimiento se denomina punzado y se hace con herramientas especiales que se bajan al pozo y se disparan desde superficie. El punzado atraviesa la cañería y entra alrededor de un metro en la formación.

El procedimiento de fractura hidráulica puede realizarse en varias etapas de fractura para optimizar la producción del pozo. Cada etapa de fractura posee una cantidad de *cluster* de punzados. Para realizar múltiples etapas se procede de la siguiente manera: Se realizan los punzados y se bombean los fluidos necesarios para fracturar la formación. Finalizada la fractura, esta zona se aísla por intermedio de tapones y se procede a fracturar nuevamente. Este procedimiento comienza en la zona más alejada de la boca del pozo y termina con la fractura más cercana a la rama vertical del pozo.

Si bien en los últimos años las técnicas de fracturamiento han sido optimizadas aún existen diversas oportunidades para aumentar la eficacia en la extracción. Muchas están relacionadas con la forma en que se depositan los agentes de sostén y el arreglo espacial que los mismos adquieren dentro de la fractura. Algunos de los fenómenos que afectan a la eficacia de la colocación del agente de sostén son:

- Arenamiento (*screen out*): El agente de sostén se atasca rápidamente cerca del inicio de la fractura (cerca de la perforación en el *casing*) e impide el ingreso del granulado hasta la profundidad de la fractura [15].

- **Contraflujo (*flowback*):** Durante la producción del hidrocarburo, el flujo en sentido opuesto al que se desarrolla durante la facturación puede desestabilizar el agente de sostén y sacarlo en parte de la fractura devolviéndolo al pozo. Esta desestabilizador puede causar serias consecuencias debido a la aparición del granulado en las instalaciones y sistemas de bombeo [16].
- **Resistencia mecánica (*crushing*):** Si la presión de cierre de las paredes de la fractura supera el rango de resistencia máxima del agente de sostén, éste se fragmentará resultando una pérdida de conductividad de la fractura [17]. Un llenado apropiado de la fractura ayuda a distribuir el esfuerzo entre un mayor número de granos para así aumentar la resistencia del agente de sostén.
- **Conductividad:** La función principal del agente de sostén es la de mantener un canal altamente conductivo para aumentar el índice de productividad² del pozo. La conductividad está particularmente ligada al arreglo espacial que toman los granos en la fractura [18], dado que éstos deben dejar una estructura con alta conectividad de poros para aumentar la misma.
- **Empotramiento (*embedment*):** Si la formación es dúctil, los granos del agente de sostén se incrustarán en la roca reduciendo el espesor de la fractura y la conductividad efectiva [19].
- ***Spalling*:** Si la formación es frágil (*brittle*), el espacio entre dos granos que sostienen la cara de la fractura inducirá una tracción sobre la roca que producirá la ruptura y desprendimiento de finos de la cara de la roca [20]. Estas partículas finas reducen la conductividad de la fractura ocupando el espacio poral entre los granos de agente de sostén.

Desde el punto de vista económico, las oportunidades mencionadas anteriormente son de vital importancia para la reducción de costos en el proceso de estimulación por fractura hidráulica. A modo de ejemplo, un bolsón de agente de sostén pesa aproximadamente 1 tn. Un pozo utiliza en promedio 3500 tn. En el año 2017 a un precio de USD 350 la tn y una estimulación por fractura hidráulica de 100 pozos, se gastaría aproximadamente USD 125.000.000.

1.3 FLUIDOS DE FRACTURA

Los fluidos de fractura son los encargados de transmitir la presión hidráulica de la bomba a la formación, crear la fractura y transportar el agente de sostén dentro de la misma [21].

Los requerimientos mínimos que estos fluidos debe tener son:

- Baja pérdida de carga
- Buena capacidad de transporte de agente de sostén
- Ocasionar bajo daño de formaciones
- Buena compatibilidad con aditivos

² El índice de productividad es la capacidad de un reservorio para suministrar fluidos al pozo. Se expresa generalmente como el volumen producido por unidad de tiempo.

- Estabilidad a elevada temperatura
- Fácil remoción

Los fluidos de fractura utilizados en el campo suelen ser fluidos no-newtonianos. Repasaremos debajo los conceptos de tensión y velocidad en los fluidos newtonianos para luego extenderlo a los no-newtonianos.

1.3.1 Fluidos newtonianos

Consideramos un fluido entre dos placas paralelas separadas a una distancia dy , como se muestra en la Fig. 5.

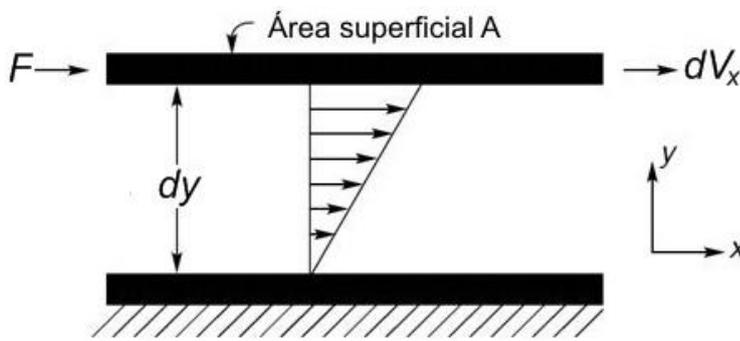


Figura 5: Esquema de corte de un fluido entre placas paralelas. Imágen obtenida de [22].

El fluido está sujeto a un esfuerzo de corte debido a la aplicación de la fuerza F en la placa superior. En el fluido newtoniano, la tensión de corte resultante es igual al producto entre la tasa de corte y la viscosidad dinámica del fluido:

$$\tau_{xy} = \mu \frac{dV_x}{dy} = \mu \dot{\gamma}_{xy}, \quad (2)$$

donde τ_{xy} es la tensión de corte, μ es la viscosidad del fluido, $\dot{\gamma}_{xy}$ es la tasa de corte y dV_x es la velocidad de la placa superior. Los subíndices y e x indican la dirección normal a la fuerza y la dirección de la fuerza respectivamente. Podemos definir entonces a la tensión de corte como la fuerza de resistencia por unidad de área cuando se desliza una capa de fluido sobre otra. La viscosidad de un fluido newtoniano es independiente de la velocidad y la tensión de corte. Por este motivo se puede caracterizar el flujo de cualquier fluido newtoniano conociendo solamente su presión y temperatura.

1.3.2 Fluidos no-newtonianos

En los fluidos no-newtonianos, la viscosidad tiene dependencia de la tasa de corte. No se tiene una viscosidad absoluta sino relativa:

$$\mu_a = \frac{\tau}{\dot{\gamma}}. \quad (3)$$

Puede dividirse a estos fluidos en dos grandes grupos: los dependientes e independientes del tiempo. Esto significa que μ_a depende (o no) del tiempo en que el fluido ha sido sometido a un esfuerzo de corte. Nos enfocaremos brevemente en los independientes del tiempo, estos son los utilizados en el proceso de fractura hidráulica.

En estos fluidos el valor de $\dot{\gamma}_{xy}$ en un punto está determinado por el valor de τ_{xy} en ese punto:

$$\dot{\gamma}_{xy} = f(\tau_{xy}), \quad (4)$$

dependiendo de la forma de $f(\tau_{xy})$, los fluidos independientes del tiempo se dividen en plásticos, pseudoplásticos o dilatantes. En la Fig. 6 se muestran los distintos comportamientos de la viscosidad dependiendo del tipo de fluido.

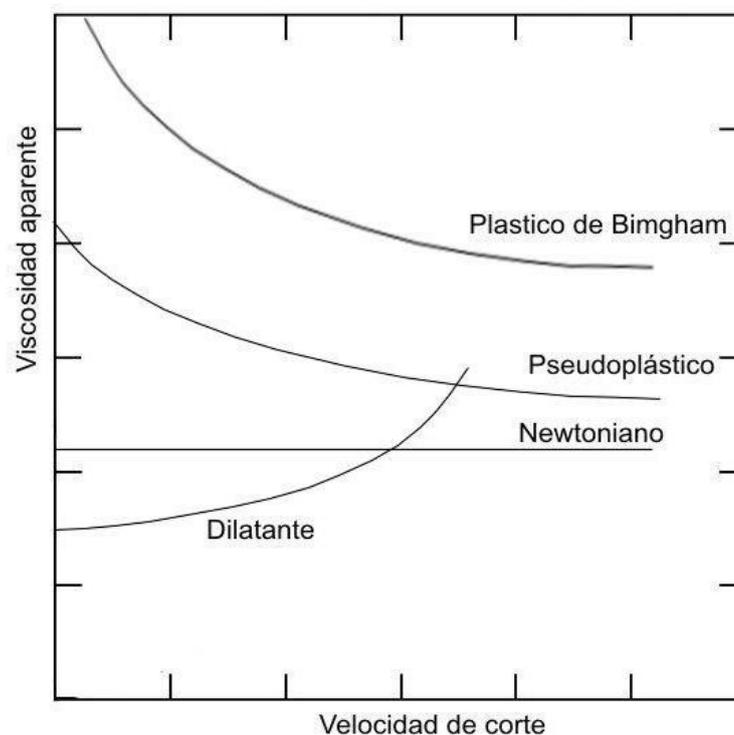


Figura 6: Viscosidad aparente μ_a en función a la tasa de corte $\dot{\gamma}_{xy}$. Gráfico obtenido de [23].

Describiremos los fluidos pseudoplásticos por ser los utilizados para la fractura. Como puede verse en la Fig. 6, estos fluidos se caracterizan porque su viscosidad aparente disminuye al aumentar la velocidad de corte. Está demostrado que este tipo de fluidos se rige por una ley de potencia [24]. La relación entre la tensión y la velocidad de corte, graficada en escala logarítmica, puede aproximarse a una línea recta:

$$\tau_{xy} = k(\dot{\gamma}_{xy})^n, \quad (5)$$

teniendo en cuenta esta ecuación, podemos decir que la viscosidad aparente será:

$$\mu_a = \frac{\tau_{xy}}{\dot{\gamma}_{xy}} = k(\dot{\gamma}_{xy})^{n-1}, \quad (6)$$

donde k y n son parámetros de ajuste para cada fluido. k es el índice de consistencia del fluido y n el índice de comportamiento del fluido.

El índice de consistencia k de la ley de potencia depende de la geometría por la que circula el fluido. La Norma API RP 13M indica como reportarlo [25].

Analizamos ahora el flujo de un fluido no-newtoniano entre placas paralelas como se observa en la Fig. 7. La tasa de corte es:

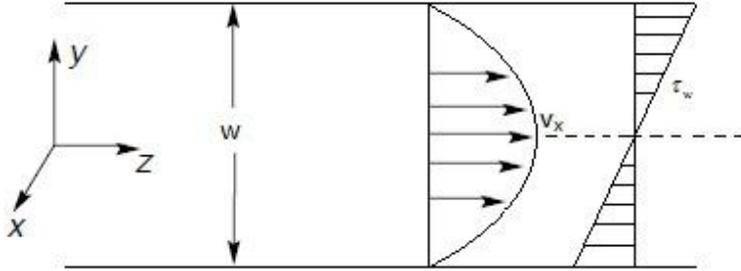


Figura 7: Flujo de fluido no-Newtoniano entre placas paralelas. Gráfico obtenido de práctica recomendada API RP 13M [25].

$$\dot{\gamma}_{zy} = \left(\frac{2n' + 1}{3n'} \right) \left(\frac{6Q}{Hw^2} \right), \quad (7)$$

donde n' es la pendiente de la curva de tensión de corte en la pared (τ_{zy}) en función de la tasa de corte ($\dot{\gamma}_w$) para un fluido newtoniano. Se la puede escribir como:

$$n' = \left(\frac{d \log \tau_{zy}}{d \log (6Q/Hw^2)} \right). \quad (8)$$

La tensión de corte es:

$$\tau_{zy} = k \left(\frac{2n' + 1}{3n'} \right) \left(\frac{6Q}{Hw^2} \right). \quad (9)$$

1.3.3 Preparación de fluidos

Los fluidos de fractura pueden dividirse en tres grandes grupos: base agua, base aceite y espumados.

Los más utilizados son a base agua. La preparación de este tipo de fluido consta de tres etapas:

- Agua base: La etapa inicial es controlar los requerimientos de calidad del agua base. Se deben tener en cuenta propiedades como la acidez, dureza, bacterias, etc.
- Gel lineal: La segunda etapa es la formación del gel lineal. Su función es incrementar la viscosidad del fluido. Es un sistema tipo coloide formado por polímero y agua. La viscosidad del gel depende de la carga y el tipo de polímero utilizado. Los agentes gelificantes más utilizados son: goma guar, hidroxipropilguar (HPG) y carboximetilhidroxipropilguar (CMHPG).

- Gel activado o croslinkado: La tercera etapa es la formación del gel activado. Se obtiene por entrecruzamiento de las cadenas poliméricas del gel lineal. Se agregan metales de transición como agentes reticuladores para reducir la movilidad de las moléculas y formar una red que produce un incremento de la viscosidad y también de la elasticidad del fluido produciendo un gel. Estos agentes reticuladores pueden ser de actuación inmediata o retrasada.

La elección del tipo de fluido que se utiliza en el proceso de fracturación, dependerá del plan adoptado para el reservorio que se desea estimular. Los geles activados son los que permiten mayor versatilidad de transporte del agente de sostén, por ejemplo, pueden transportar un agente de sostén que tenga mayor densidad que el agua.

En la tabla 1 se muestra los fluidos de fractura más utilizados. Se indica el agente reticulador, agente gelificante, rango de PH para fabricación y temperatura de aplicación.

Si bien el gel activado es un fluido de fractura de los más complejos utilizados, es importante destacar que la tendencia actual es reducir el uso de geles y enfocarse en el uso de fluidos newtonianos (agua) que implican menores costos de materiales y de operación. Veremos más adelante que en esta tesis hemos concentrado nuestros experimentos sobre casos de fluidos newtonianos.

Crosslinker	Gelling Agent	pH Range	Application Temperature
B, non-delayed	Guar, HPG	8–12	70–300 °F
B, delayed	Guar, HPG	8–12	70–300 °F
Zr, delayed	Guar	7–10	150–300 °F
Zr, delayed	Guar	5–8	70–250 °F
Zr, delayed	CMHPG, HPG	9–11	200–400 °F
Zr-a, delayed	CMHPG	3–6	70–275 °F
Ti, non-delayed	Guar, HPG, CMHPG	7–9	100–325 °F
Ti, delayed	Guar, HPG, CMHPG	7–9	100–325 °F
Al, delayed	CMHPG	4–6	70–175 °F
Sb, non-delayed	Guar, HPG	3–6	60–120 °F

Tabla 1: Fluidos de fractura no-Newtonianos comúnmente utilizados. Tabla extraída de [6].

1.4 AGENTES DE SOSTÉN

Una vez realizada la fractura y liberada la presión de fracturamiento, la presión existente en el subsuelo vuelve a cerrar la fractura. Los agentes de sostén son los encargados de mantener la fractura abierta y proveer un adecuado canal de flujo, favoreciendo así la salida del hidrocarburo hacia el exterior.

La forma en que el agente de sostén se dispone dentro de la fractura mientras es transportado por los fluidos de fracturación es crítica para la conductividad y la vida útil del pozo [14]. En el fenómeno de arenamiento (screen out), por ejemplo, el agente de sostén se atasca rápidamente cerca del inicio de la fractura (cerca de la perforación) e impide el ingreso del granulado hasta la profundidad deseada [15]. Por otro lado, un llenado insuficiente de la fractura con agentes de sostén, aún siendo uniforme, puede llevar al cierre de la fractura ya que los granos no podrían sostener la presión de cierre [17]. Entre los aspectos favorecedores, se ha encontrado recientemente que una deposición de agente de sostén que deje canales entre el granulado aumenta sensiblemente la conductividad de la fractura [26].

La capacidad de mantener la fractura abierta depende de la resistencia del agente de sostén y su sedimentación dentro de la fractura. La conductividad efectiva de la fractura depende del tamaño del grano y su fracción de volumen ocupado. En la industria suele expresarse como densidad superficial, en masa por unidad de superficie de la cara de la fractura.

1.4.1 Caracterización

Para seleccionar adecuadamente un agente de sostén hay que conocer sus propiedades físicas. La práctica recomendada API RP 19C [27] indica los controles de calidad que se deben realizar:

- Tamizado: Se efectúa para asegurar que la granulometría del agente de sostén sea la adecuada para la malla indicada. Las granulometrías más utilizadas son: 12/20, 16/30, 20/40, 30/50, 30/70, 40/70, 100 (70/140).³ La API RP 19C establece que para la malla superior e inferior el porcentaje retenido debe ser menor a 0,1 %, mientras que entre los tamices nominales debe ser mayor al 90 %. Esto significa que el 90 % de los granos (en masa) se encuentran entre los tamices nominales.
- Esfericidad y redondez: La esfericidad determina el grado de acercamiento de una partícula a una esfera perfecta. La redondez es una medida de la rugosidad superficial de la partícula respecto a una superficie lisa. Para determinar el valor de esfericidad y redondez, se realiza una comparación visual con una tabla patrón. La norma establece un valor de esfericidad y redondez mínima de 0,6 en escala patrón (ver Fig. 8).
- Solubilidad en ácido: Sirve para determinar la proporción de materiales indeseados como: carbonatos, óxidos, arcillas, etc. Se recomienda para las pruebas el uso de ácido clorhídrico. Se especifica una solubilidad máxima del 3 %.
- Resistencia a la rotura: Dentro del reservorio el agente de sostén es sometido a una fuerte compresión. Bajo esta compresión se produce una rotura de parte de sus

³ La cifra indica una medida del tamiz que corresponde al número de alambres por pulgada en malla

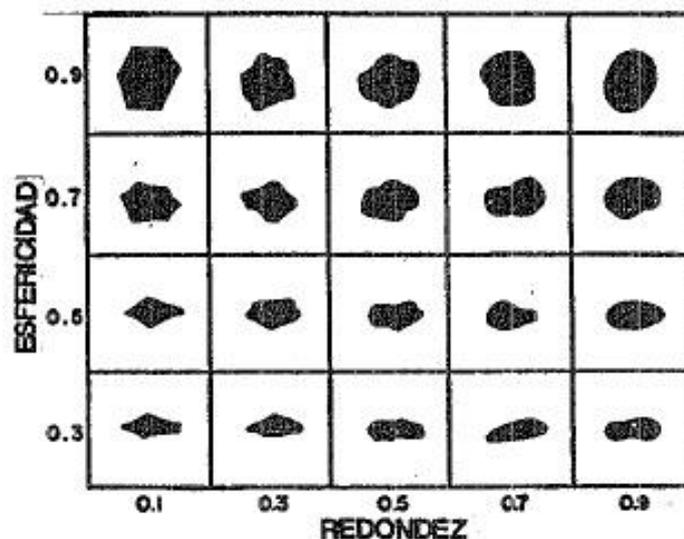


Figura 8: Tabla patrón de comparación visual para granos de agente de sostén. Gráfico obtenido de API RP 19C [27].

granos y se generan otros de menor tamaño con formas indefinidas. Dependiendo del tipo y tamaño de partícula, la API RP 19C establece una resistencia mínima para todos los casos de 3000 psi.

1.4.2 Tipos de agente de sostén

Existe una gran variedad de agentes de sostén con distintas características para ser utilizados bajo diferentes requerimientos. Los tipos de agentes de sostén más utilizados son:

- Arena: Se la puede dividir en tres grandes categorías:
 - Premium: El término premium deriva de su resistencia a la compresión. Excede los estándares de la API RP 19C. Se la conoce como arena "blanca". Este tipo de arena tiene granos monocristalinos, siendo cristales de cuarzo individuales.
 - Estándar: Este tipo de arena cumple con los requerimientos de la norma. Sus granos son policristalinos, lo componen pequeños cristales de cuarzo unidos. Esto resulta en mayores planos de clivaje en el mismo grano, generando una menor resistencia a la compresión.
 - Sub-estándar: Fallan con los requerimientos de la API RP 19C a la resistencia y poseen baja esfericidad y redondez.
- Agentes de sostén resinados. Existen dos tipos: curables y precurados. Ambas consisten en arenas con resina formaldeídica termosellable que cubren los granos individualmente. La arena precurada se utiliza con el objeto de mejorar su resistencia. La mejora de esta propiedad resulta de incrementar el área de contacto entre los granos, reduciendo así los puntos de mayor carga y ruptura. La arena curable se utiliza con el objeto de prevenir el flowback de los granos. Para lograr la adhesión

entre los granos se necesita que la fractura se haya cerrado y que la presión de cierre sea alrededor de 2000 psi para que la resina se endurezca.

- Agentes de resistencia intermedia: Son agentes de sostén cerámicos. La concentración de su composición puede ser regulada para variar costos y resistencias. Son más difíciles de transportar en la fractura que las arenas dada su mayor densidad.
- Bauxita sinterizada: Es el agente de sostén con mayor dureza y resistencia. También el más caro de todos, siendo su costo alrededor del doble que los mencionados anteriormente. Su principal aplicación es en los pozos en donde la presión de cierre rondan los 10000 psi.
- Ultralivianos: Los agentes de sostén ultralivianos (*Ultralight-Weight Proppants - ULWP*), tienen densidad baja (comúnmente no mayor a 2.02 g/cm³), diámetros promedio bajos y menores velocidades de sedimentación que los mencionados anteriormente. Se los puede dividir en tres grandes grupos:
 - ULWP 1.25: Son cáscaras de nuez modificadas químicamente, recubiertas y endurecidas con resina, la cual penetra el espacio poroso y enreda la estructura del cascarón aumentando la resistencia total de la partícula.
 - ULWP 1.75: Son partículas cerámicas porosas que usan una novedosa tecnología de resina, la cual recubre y protege el espacio poroso de la invasión de líquidos. Estos materiales emplean el aire encapsulado dentro de la porosidad del cerámico para lograr una mayor flotabilidad.
 - ULWP Poliméricos: Son polímeros sintéticos cuya característica principal es que su densidad es cercana a la del agua. Esto permite que su colocación llegue a las zonas más alejadas al pozo. Además tienen buena resistencia a la rotura.
- *Microproppants*: Estos agentes de sostén se caracterizan por su tamaño. Tienen un diámetro de partícula que varía desde 75 μm y 44 μm , lo que equivale a una malla 200 y 325. El material es sílice molida refinada a partir de un mineral de alto contenido de sílice de calidad (más de 99.5 % de dióxido de silicio). Están pensados para estimular la red de fracturas naturales secundarias/terciarias que tienen un espesor de fractura del orden de los 100 μm en la lejanía del pozo.

1.4.3 Conductividad en fracturas

El empaque del agente de sostén es el elemento a través del cual va a transitar el fluido producido desde la formación a través de la fractura. Por lo tanto el parámetro más importante será la conductividad en condiciones de fondo de pozo. Ésta se define como el producto del ancho de fractura soportado por la permeabilidad del manto del agente de sostén en la fractura. Al ser una función de la permeabilidad y del ancho de la fractura, representa una resistencia del empaque de agente de sostén a que el fluido fluya, se expresa en mD-pie.

La capacidad de flujo de una fractura empaquetada depende de las características del agente de sostén, de su granulometría y concentración. Dependiendo de la concentra-

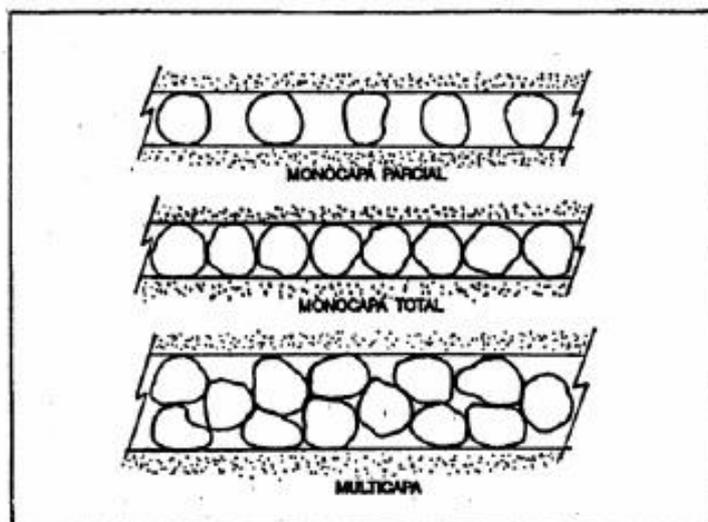


Figura 9: Representación de capas de agente de sostén en fractura. Imágen obtenida de [9].

ción en la fractura se puede obtener una monocapa parcial, una monocapa total o una multicapa. En la Fig. 9 se muestran las distintas situaciones.

El ancho de una fractura empacada depende de la concentración superficial del agente de sostén y del empotramiento que se produzca en la formación. En la Fig. 10 puede verse la variación del ancho de la fractura en función del aumento de la concentración del agente de sostén. La Fig. 10 nos indica que mientras más ancha es la fractura, más agente de sostén se necesita para llenarla. Sin embargo, la conductividad no tiene relación lineal con la concentración superficial.

Como se vio anteriormente, con concentraciones bajas se logra una monocapa parcial. La conductividad en este tipo de capa es en principio muy alta porque existe muy poca resistencia al flujo. Sin embargo, los resultados experimentales usando este tipo de conformación no son muy buenos. Generalmente, se debe a alguno de los siguientes problemas:

- Empotramiento: Los anchos de fractura son muy estrechos con una monocapa, sólo un diámetro de grano, por lo que pequeños empotramientos afectan la conductividad. Es probable que el grano entero termine empotrado en la pared.
- Ruptura: En formaciones muy duras, altas cargas puntuales pueden causar ruptura de los granos del agente de sostén. En esta situación la fractura se cerrará.

Cuando se utiliza una monocapa total se obtienen los menores valores de conductividad. Esto se obtiene a concentraciones de arena aproximadamente a $0,5 \text{ lb/pie}^2$ ($0,03 \text{ kg/cm}^2$). A esta concentración el ancho es pequeño y está lleno con arena, dando resistencia al flujo.

Utilizando multicapas se emplean concentraciones entre 1 a 10 lb/pie^2 ($0,07$ a $0,70 \text{ kg/cm}^2$). En la mayoría de las publicaciones se reporta que en la estimulación se utiliza una concentración de 2 lb/pie^2 ($0,14 \text{ kg/cm}^2$) [16, 18, 28]. Las multicapas otorgan mayor

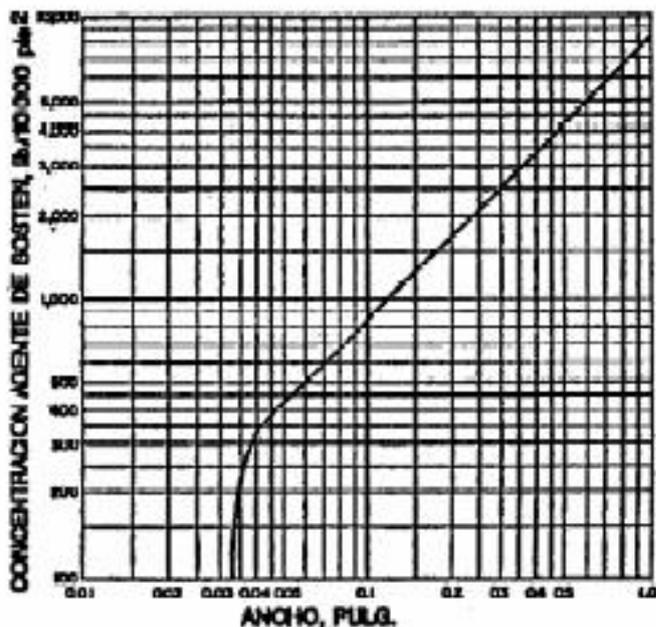


Figura 10: Variación del ancho de la fractura para distintas concentraciones de agente de sostén. Gráfico obtenido de [9].

ancho de fractura que tienden a reducir el efecto de empotramiento y posterior ruptura del agente de sostén.

Para evaluar la conductividad de la fractura se desarrollaron varios métodos experimentales. Se necesitaba un equipo que permitiera cargar el agente de sostén y medirlo en el tiempo. En definitiva, se quería determinar la capacidad de flujo de un manto de agente de sostén sometido a distintas presiones de confinamiento, hasta llegar a la presión de fondo de pozo. Esto permite la obtención de curvas de conductividad en función de la presión de confinamiento para igual granulometría. Además, es posible obtener valores comparativos con distintos agentes de sostén (y granulometría), sirviendo también de base para la optimización de las fracturas.

La práctica recomendada API RP 61 establece el equipo permeabilímetro de flujo lineal como ensayo recomendado para evaluar la conductividad en la fractura [29]. En la Fig. 11 se muestra un esquema general del dispositivo.

Por medio de este ensayo pueden efectuarse determinaciones de conductividad de fractura, con distintos tipos de agente de sostén variando la presión aplicada. De esta forma, pueden obtenerse curvas como la que se muestra por ejemplo en la Fig. 12.

Las curvas obtenidas son generales y sólo poseen carácter orientativo cuando no se dispone de valores más concretos. No obstante, en todos los casos, es preferible efectuar los ensayos de laboratorio sobre la formación a fracturar, variando la concentración y el tipo de agente de sostén.

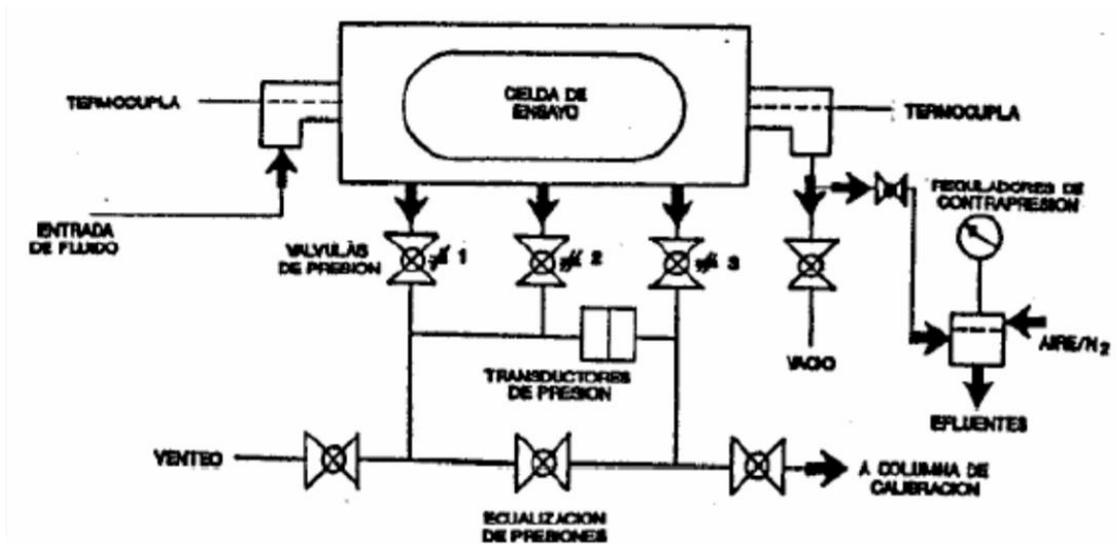


Figura 11: Esquema general permeabilímetro de flujo lineal. Imagen obtenida de [9].

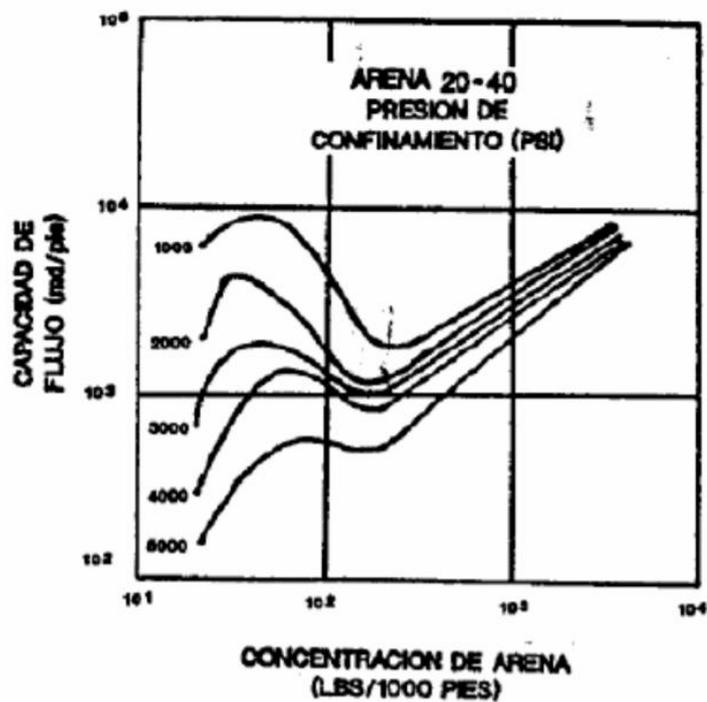


Figura 12: Curva ejemplo ensayo de conductividad. Capacidad de flujo vs. concentración de arena. Imagen obtenida de [9].

1.5 TRANSPORTE DE AGENTE DE SOSTÉN

Un importante número de trabajos se han enfocado en evaluar la conductividad y estabilidad de una fractura según la forma en que se empaqueta el agente de sostén (ver por ejemplo [16, 18, 28]). Sin embargo, todos estos trabajos presuponen una dada dispo-

sición del agente de sostén dentro de la fractura. Esta distribución espacial presunta, en general no es la que se obtiene durante el proceso de fracturación. Algunos colegas se han enfocado en estudiar de qué modo se deposita realmente el agente de sostén en la fractura y luego consideran propiedades de resistividad y conductividad del arreglo obtenido [30–32]. En estudios de simulación recientes se muestra que el llenado es muy heterogéneo [28]. También hay trabajos recientes de laboratorio mostrando que la distribución del granulado puede alterarse mediante el transporte con mezclas de fluidos de alta y baja viscosidad aprovechando el efecto *fingering* [31].

Existe un extenso desarrollo de modelos para el transporte de partículas en fluidos [33], pero la complejidad del flujo de fluidos en una fractura requiere estudios experimentales y de modelos específicos [34]. Varios estudios han considerado celdas experimentales en forma de ranura para modelar el transporte del agente de sostén en una fractura plana.

En el año 1959, Kern y sus colaboradores fueron algunos de los primeros autores en realizar equipos de laboratorio para estudiar el transporte de agente de sostén [35]. Su experimento consiste en una celda construida de acero y acrílico (0,56 m de largo 0,19 m de alto y 6,35 mm de espesor). El fluido (agua y arena de malla 20-40) se bombeó para alcanzar velocidades entre 0,6 y 1,5 m/s. Estas velocidades están en realidad por encima de la mayoría de las estimaciones para una operación de campo, que normalmente se encuentran entre 0,3 y 0,5 m/s [36, 37]. No hay comentarios explícitos en su trabajo con respecto a la forma en que se dispusieron en el experimento las perforaciones; sin embargo, se puede especular que la inyección se realizó utilizando una ranura en la celda de la misma altura y apertura (es decir, 0,19 m de alto y 6.35 mm de ancho), en lugar de perforaciones propiamente dichas. La principal conclusión de este estudio es que a altas velocidades de flujo, el agente de sostén no se asienta en la celda y se elimina por completo. A velocidades más bajas, se desarrolla una duna asentada poco después de la inyección de la arena. El crecimiento de la duna reduce la sección transversal disponible para el flujo, lo que induce un aumento de la velocidad del fluido (a una velocidad de bombeo constante). Como consecuencia, la erosión es mayor. Finalmente, el equilibrio entre el crecimiento de la duna y la erosión conduce a una altura estable de la duna. El agente de sostén inyectado en una etapa posterior se arrastra sobre la duna a lo largo de una *traction carpet* y se deposita más lejos, lo que lleva al crecimiento horizontal de la duna (ver Fig. 13). Con base en estos resultados, Kern y sus colaboradores [35] sugirió que el agente de sostén que uno desea colocar más cerca del pozo (generalmente la malla más grande) debe ser inyectado primero.

Otros autores han estudiado el comportamiento del fluido de transporte y su interacción con el agente de sostén [31, 38, 39]. Estos trabajos concuerdan en que el agente de sostén se asienta en forma de duna o meseta y que la variación del caudal de ingreso no tiene gran efecto en la forma final de la duna. En cambio, la viscosidad del fluido es determinante. Se utilizan fluidos newtonianos y no newtonianos viscoelásticos para estudiar el efecto de la viscosidad.

Por otro lado, se estudió la velocidad de equilibrio necesaria para mantener al agente de sostén suspendido junto al fluido [40]. Mientras la velocidad supere esta velocidad de equilibrio, el agente de sostén estará suspendido. Cuando la velocidad esté por debajo, comienza la deposición del agente de sostén.

Una importante contribución al conocimiento del transporte de agente de sostén en una fractura se ha realizado, en los últimos años, por los experimentos del consorcio li-

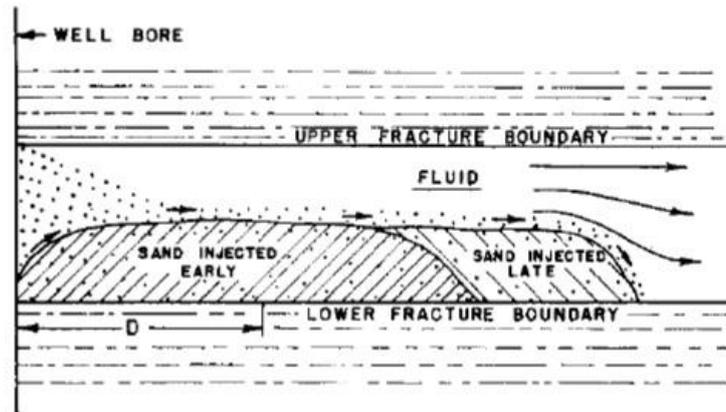


Figura 13: Deposición del agente de sostén. Imagen obtenida de [35].

derado por STIMLAB.⁴ Sus experimentos en una celda vertical ($2,44 \text{ m} \times 0,305 \text{ m} \times 8,0 \text{ mm}$) han confirmado algunos de los resultados iniciales de Kern [35]. Sin embargo, la mayoría de los experimentos informados en esta configuración consideran que las velocidades de los fluidos son mucho más bajas que las estudiadas por Kern [35]. La velocidad media máxima en la fractura es de aproximadamente $0,1 \text{ m/s}$, que es un tercio de las velocidades medias esperadas en una operación de campo [38,39,41]. En un experimento anterior [42], se utilizó una celda mucho más grande ($4,88 \text{ m} \times 1,22 \text{ m} \times 8,0 \text{ mm}$). En este caso, sin embargo, las tasas de bombeo fueron menores y la velocidad media del fluido fue de aproximadamente $0,02 \text{ m/s}$. Una conclusión importante de este trabajo fue que las velocidades de transporte de agente de sostén causadas por el movimiento convectivo, cuando se bombean fluidos de diferentes densidades de forma consecutiva, pueden ser cientos de veces más rápidas que las velocidades de sedimentación de las partículas individuales. Esto también fue señalado unos años antes por Cleary y Fonseca [43].

Liu [44] realizó una celda experimental para el estudio del transporte del agente de sostén en la fractura. La celda fue construida de acero y vidrio de $3 \text{ m} \times 0,4 \text{ m} \times 1 \text{ cm}$. El aparato fue diseñado para hacer coincidir los números de Reynolds del equipo con los de campo. El sistema requiere una gran bomba de desplazamiento positivo y, en lugar de bombear uniformemente a lo largo de la fractura, Liu utilizó diez perforaciones que pueden abrirse y cerrarse para simular diferentes puntos de inyección que imitarían los grupos de perforaciones creados durante la operación de *plug-and-perf*. Aunque no se informan las dimensiones precisas de las perforaciones, la velocidad del chorro alcanzada sugiere que éstas eran algo grandes en comparación con la altura relativa de la fractura. Sin embargo, los experimentos de Liu son posiblemente más cercanos a una escala realista que la mayoría de los otros trabajos mencionados. Además del efecto de *traction carpet*, Liu enfatizó que al bombear a través de una o dos perforaciones, el flujo desarrolló grandes remolinos que erosionan la arena de la parte inicial de la celda, dejando la región apuntalada desconectada del pozo.

Brannon et al. [45] han desarrollado también experimentos en una celda de gran porte ($5 \text{ m} \times 0,5 \text{ m} \times 6,25 \text{ mm}$). Estos autores usaron también una celda con el doble de espesor y concluyen que los resultados no se ven afectados significativamente por el espesor elegido. Los autores evaluaron el efecto de diferentes agente de sostén y fluidos.

⁴ <http://www.corelab.com/stimlab>.

Una conclusión de relevancia que hallaron proyectada a la fractura de campo, fue que la velocidad horizontal de transporte del fluido decae un 90 % en los primeros 30 m de la fractura.

Sahai y sus colaboradores estudiaron un sistema de fractura con ramificaciones que parten de un canal principal [37]. La celda fue construida de acrílico y trabaja a baja presión. De sus estudios concluyen que el transporte del agente de sostén ocurre vía sedimentación formando una duna; el aumento de la concentración del agente de sostén da como resultado la formación más rápida de la duna y la segregación de las partículas de diferentes tamaños.

Mack et al. [46], enfatizan la necesidad de usar, para fluidos de baja viscosidad, el modelo de sedimentación de McCabe–Smith [47]. Este modelo permite una mejora en la predicción de sedimentación del agente de sostén en la fractura, dado que los números de Reynolds en agua son superiores al límite aceptable para la aproximación del modelo de Stokes ($Re < 2$). El modelo de McCabe–Smith permite representar adecuadamente sedimentación hasta $Re = 500$. Mack y sus colaboradores también destacan el efecto de retardo de sedimentación debido a la presencia de partículas vecinas en altas concentraciones. Estos autores realizan experimentos similares a los de Sahai [37] pero indican que es posible evitar que el último agente de sostén que ingresa en la fractura sea transportado por sobre la duna inicial. Esto se consigue usando caudales menores.

En un reciente trabajo Kadhim y colaboradores [48] han estudiado la influencia de la rugosidad en las paredes de una fractura. En su trabajo concluyen que mientras mayor sea la rugosidad en la pared, menor será el tamaño de la duna del agente de sostén y mayor la conductividad del agente empaquetado. También realizaron estudios cambiando la relación entre el ancho de entrada y salida de la fractura. A medida que aumenta esta relación, también crece el tamaño de la duna generada.

En este trabajo de tesis hemos construido un dispositivo experimental inspirado en los trabajos anteriores para realizar las primeras pruebas de laboratorio [49]. El montaje consiste en una celda estrecha constituida de acero y vidrio. El vidrio frontal de la celda permite la grabación completa del proceso y una imagen final de la duna asentada. Pudimos corroborar que altas velocidades de flujo permite una colocación más profunda de la duna y que el uso de tasas de bombeo bajas y un mayor tamaño de partículas conduce a una duna con pendientes bajas junto a los puntos de inyección.

Un aspecto importante para el patrón de flujo y la posterior sedimentación del agente de sostén, es la altura real de la fractura. La mayoría de los estudios anteriores han considerado fracturas largas pero no demasiado altas. Esto puede ser razonable cuando se consideran algunas formaciones delgadas. Sin embargo, para formaciones de gran espesor, como la formación de Vaca Muerta de la cuenca Neuquina (Argentina), las fracturas pueden ser significativamente altas [50]. En las fracturas altas, los efectos como la *traction carpet* pueden ser difíciles de lograr y, probablemente, solo una parte de la altura de la fractura puede apoyarse de manera efectiva.

1.6 ESTRUCTURA DE ESTA TESIS Y APORTE ORIGINAL

En los últimos años se han descubierto nuevos fenómenos que ayudan a comprender la física del comportamiento en el transporte del agente de sostén en una fractura. Sin embargo, aun son pocos los trabajos que se han realizado para estudiar el flujo del agente

de sostén en situaciones de confinamiento. Como comentamos en la sección 1.5, algunos grupos de investigación han intentado reproducir el comportamiento de transporte en una fractura. La gran mayoría de estos trabajos simulan el recorrido del agente de sostén en una fractura plana, utilizando velocidades bajas (cercanas a 0,02 m/s), muy por debajo de la velocidad requerida en función a las operaciones de campo. Debido a esta baja velocidad, trabajan con presiones muy bajas y no es necesario un equipamiento costoso para realizar dichas pruebas.

En los siguientes capítulos de esta tesis explicaremos el análisis dimensional utilizado y como afecta el valor de la velocidad requerida para el flujo en el armado y montaje del dispositivo experimental.

Estudiaremos la forma en la que se ordenan los granos dentro de la estructura que los contiene. Entre otros parámetros, se estudiarán: la forma y posición de la duna, la fracción del área de la celda ocupada, el impacto en estos parámetros del caudal y la cantidad de material utilizado; y un análisis del campo de velocidades para distintos caudales.

El resto de esta tesis está estructurada de la siguiente manera: en el Cap. 2 discutiremos el marco teórico sobre el análisis dimensional que apoya la corriente principal de pensamiento en transporte de agente de sostén. Discutiremos controversias existentes en relación al comportamiento del fluido de transporte en la zona de punzados y en la fractura. En el Cap. 3 se describe el diseño final adoptado para el dispositivo experimental. Se describen los cálculos de presión del equipo, deformación en las placas de la celda, montaje final y la prueba hidráulica correspondiente. En el Cap. 4 se detalla el software y las herramientas computacionales utilizadas. Los equipos usados para realizar mediciones de granulometrías, comparadores de desplazamiento, cámaras de alta velocidad, etc. También discutiremos sobre el uso de la técnica PIV (*Particle Image Velocimetry*, por sus siglas en inglés) para el transporte de agente de sostén y mostraremos resultados preliminares que justifican la elección de estas herramientas para el sistema estudiado. En particular, describiremos la forma en que seleccionamos las características principales del programa de análisis por PIV, que será crucial para obtener resultados exitosos. En el Cap 5 mostraremos los resultados y discutiremos las condiciones que deben cumplirse para poder comparar cuantitativamente medidas realizadas entre nuestro equipo de laboratorio y una fractura real. Discutiremos la diferencia con otros equipos de transporte de agente de sostén. Finalmente, en el Cap. 6 resumiremos las conclusiones de la presente tesis y propondremos líneas de investigación futuras a la luz de los resultados encontrados. Una parte importante de los resultados obtenidos de esta tesis ha sido publicada en la revista *Journal of Petroleum Science and Engineering* [51].

ANÁLISIS DIMENSIONAL

En este capítulo presentamos el análisis dimensional básico para simular a escala de laboratorio el ingreso de fluidos (incluyendo agente de sostén) a través de una fractura durante el bombeo. Se asume que los experimentos serán realizados con fluidos de iguales propiedades que en las operaciones de campo. La fractura modelo usada en el laboratorio será una celda angosta a escala (ver sección 2.5). Se presentan los cálculos para las dimensiones de la celda, punzados y caudal de bombeo así como estimaciones de los números de Reynolds en la fractura y en los punzados.

2.1 INTRODUCCIÓN

La finalidad de este capítulo es realizar el análisis dimensional de una fractura de campo. Este análisis nos permitirá definir la construcción del equipo de laboratorio.

Dado que se usarán en el laboratorio los mismos fluidos y agentes de sostén que en trabajos de campo, existen ciertas limitaciones en las dimensiones del equipo de laboratorio. En particular, el espesor e de la fractura (es decir, la separación entre sus paredes) debe ser similar a una fractura real dado que por ella deben fluir las mismas partículas de agente de sostén. Asimismo, el diámetro mínimo de un punzado no puede reducirse arbitrariamente ya que se recomienda que este diámetro sea superior a seis veces el diámetro de la partícula de agente de sostén más grande a fin de evitar arenamientos [52].

El número de Reynolds generalizado para una configuración de placas planas (tipo celda de Hele–Shaw [53]) depende de la dimensión espacial más pequeña (la separación entre placas), de las propiedades reológicas del fluido (viscosidad aparente, etc.), de su densidad y de su velocidad. Dado que la separación entre placas es igual en el modelo de laboratorio que en la fractura real y que los fluidos usados son también los mismos, el número de Reynolds será conservado si se asegura que la velocidad típica del fluido en la celda coincide con la velocidad en la fractura de campo.

Las consideraciones que siguen muestran el cálculo para construir una celda de laboratorio con relaciones conservadas y número de Reynolds conservados en la celda. El análisis inicial es válido en general para cualquier fluido. En las secciones finales se dan ejemplos de números de Reynolds específicos para ciertos fluidos. Se analiza también el número de Reynolds en los punzados y sus posibles efectos en el régimen del flujo. Para el dimensionamiento se tomó como referencia para la fractura real datos extraídos de documentos proporcionados por Y-TEC S.A. sobre la formación Vaca Muerta y datos de la literatura.

2.2 FRACTURA DE CAMPO DE REFERENCIA

Tomamos como referencia una fractura de campo vertical realizada sobre un pozo también vertical como la ilustrada en la Fig. 14.

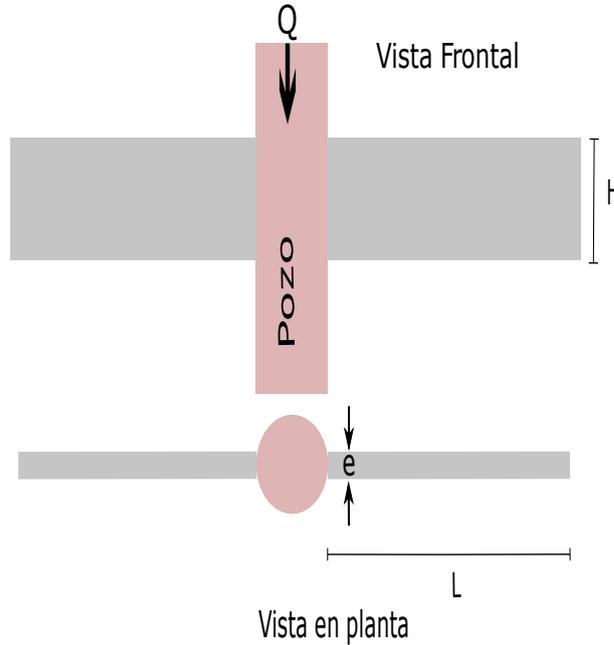


Figura 14: Dimensiones de una fractura de campo vertical (no a escala).

Definimos:

H = altura de la fractura adyacente al pozo [m]

e = espesor de la fractura adyacente al pozo [m]

Q = caudal inyectado [m^3/s]

L = longitud de la media ala de fractura [m]

El caudal típico de inyección Q se tomó de la documentación en la Ref. [54], y el valor típico de e cuando la fractura está abierta durante el bombeo se tomó de la Ref. [37]. El valor de L y H fueron estimados en base a la literatura sobre estimulación en la formación Vaca Muerta [9, 54]. Los valores correspondientes son:

$$H = 40 \text{ m}$$

$$e = 0,006 \text{ m}$$

$$Q = 0,15898 \text{ m}^3/\text{s} = 60 \text{ BPM.}$$

$$L = 80 \text{ m}$$

2.3 SEMEJANZA GEOMÉTRICA DE LA FRACTURA

Para que exista semejanza geométrica entre dos fenómenos (o cosas) es necesario que todas las correspondientes dimensiones lineales que las caracterizan sean proporcionales. En los fenómenos geoméricamente semejantes, todos los criterios homónimos de semejanza geométrica son iguales.

De las tres dimensiones de la fractura (alto H , espesor e y longitud L), es necesario conservar el espesor con el valor real de campo de una fractura abierta durante el proceso

de estimulación. Las otras dos dimensiones se escalan de modo de conservar la relación de aspecto L/H que para el caso de campo tomado como referencia en la sección 2.2 será $L/H = 2$.

Dada las limitaciones de espacio para la instalación del equipo y sus accesorios (bombas, depósitos, tuberías, sistema de adquisición de datos, etc.), se decide que la celda tenga una longitud de 1,6 m. Consecuentemente el alto será 0,8 m, manteniendo así la relación de aspecto especificada.

2.4 SEMEJANZA DINÁMICA

Dos fenómenos (o cosas) son dinámicamente semejantes si además de tener semejanza geométrica, tiene lugar al mismo tiempo, proporcionalidad y orientación tanto los vectores fuerza como los vectores velocidad. Es decir, la semejanza dinámica se consigue si se tiene semejanza completa de fenómenos cuando todas las magnitudes físicas similares son iguales. La manera de asegurar la semejanza dinámica es hacer coincidir los números adimensionales (por ejemplo el número de Reynolds) en la fractura de referencia y la de escala.

2.4.1 Número de Reynolds generalizado

El número de Reynolds R_e es un número adimensional que mide el balance entre fuerzas de inercia y fuerzas viscosas en un fluido. El modelo de laboratorio y la operación real de campo serán dinámicamente semejantes si R_e es el mismo en ambos. En el caso general de fluidos no newtonianos que pueden aproximarse con una ley de potencia el número de Reynolds generalizado R_{eg} para el flujo en una tubería se define como [55]

$$R_{eg} = \frac{\rho V d}{K} \left(\frac{d}{8V} \right)^{n-1}, \quad (10)$$

donde las propiedades intrínsecas del fluido están dadas por su densidad ρ , su índice de consistencia K y el índice de comportamiento n . Para $n = 1$ se recupera la expresión correspondiente a un fluido newtoniano (donde K corresponde a la viscosidad dinámica). En la Ec. (11), V es la velocidad del fluido y d el diámetro hidrodinámico (que en tubos de sección transversal circular corresponde al diámetro interior del tubo).

En el caso del flujo a través de dos placas separadas por una pequeña distancia e comparado con las otras dos dimensiones (tipo celda de Hele-Shaw) el diámetro hidrodinámico para calcular R_{eg} se toma como $2e$ [55], resultando

$$R_{eg} = \frac{\rho V 2e}{K} \left(\frac{2e}{8V} \right)^{n-1}. \quad (11)$$

2.4.2 Semejanza dinámica en la fractura

Dado que la fractura corresponde a una geometría plana (en contraste con una tubería) se usará el R_{eg} de la Ec. (11) para su dimensionamiento dinámico. En este caso particular, la dimensión e de la fractura del modelo será igual a la del caso real (ver sección 2.3). Por este motivo, usando el mismo fluido en los experimentos que en el campo (es decir,

ρ , K y n se conservan) los R_{eg} serán iguales si la velocidad del fluido V en el modelo se hace coincidir con la velocidad del fluido durante la operación de campo.

La sección transversal A de la fractura, junto al pozo, está dada por

$$A = H \times e. \quad (12)$$

Por lo tanto, la velocidad media V del fluido de fractura en la sección contigua al pozo será

$$V = \frac{Q}{A} = \frac{Q}{He}. \quad (13)$$

Teniendo en cuenta los valores de campo de referencia para H , e , y Q , y suponiendo que el caudal se distribuye en partes iguales en ambas alas de la fractura, la velocidad media del fluido en la fractura que puede observarse en la práctica será alrededor de

$$V = 0,387 \text{ m/s}. \quad (14)$$

En la sección 2.5 se proporciona el valor específico de caudal de bombeo necesario para el modelo de laboratorio y en la sección 2.6 se detallan valores típicos de R_{eg} en la fractura. Se prevé el uso de una bomba de desplazamiento positivo con regulador de frecuencia para así disponer de un rango de caudales razonables entorno al valor obtenido. Esto nos proporcionará cierta flexibilidad para ajustes posteriores en los caudales de bombeo.

2.4.3 Semejanza en el punzado

Dada las relaciones de escala necesarias para cumplir con la semejanza dinámica en la fractura, resulta difícil cumplir simultáneamente con la correspondiente semejanza en el punzado. Sin embargo, veremos que las desviaciones en R_{eg} en el punzado del modelo respecto del punzado real son menores al 40%. Esta variación es relativamente pequeña y garantiza que el régimen (laminar, de transición, o turbulento) sea en general conservado.

Para la geometría tubular del punzado usaremos la definición de la Ec. (11) para R_{eg} . Planteamos además las siguientes hipótesis de trabajo:

Hipótesis 1: El caudal total de bombeo ingresa de forma similar por todos los punzados de todos los clusters de la etapa de fractura.

Hipótesis 2: Cada cluster de punzado puede reemplazarse en el modelo por un único punzado equivalente. Dado que cada cluster de punzado mide entre 0,5 m y 2,0 m de alto comparados con fracturas de 40 m de altura, cada cluster actúa en forma efectiva como una pequeña región de inyección sobre el alto de la fractura.

Teniendo en cuenta las hipótesis propuestas, supondremos que en el modelo habrá N_m punzados (típicamente entre 1 y 4 de diámetro) mientras que en el campo habrá N punzados (típicamente 40, distribuidos entre 1 y 4 clusters). Cada punzado en el modelo de laboratorio simula un cluster completo de punzado.

Para obtener similitud dinámica en el punzado igualamos los R_{eg} en el campo y en el modelo (las cantidades que corresponden al modelo se indican con subíndice m) usando la Ec. (11) de la siguiente forma

$$\frac{\rho V d}{K} \left(\frac{d}{8V} \right)^{n-1} = \frac{\rho V_m d_m}{K} \left(\frac{d_m}{8V_m} \right)^{n-1}. \quad (15)$$

Dado que el fluido de fractura a utilizar es el mismo que en la operación de campo, ρ , K y n son iguales en el caso real y en el modelo. Tanto K como ρ se cancelan, pero el valor de n es un parámetro que afecta el dimensionamiento necesario para obtener semejanza en el punzado. Esto es, el diámetro del punzado en el laboratorio (d_m) dependerá de n si se requiere igualar R_{eg} .

Debemos notar que la velocidad del fluido V_m en el punzado modelo no puede escogerse libremente, ya que está determinada por el dimensionamiento de la celda que simula la fractura (ver sección 2.4.2). En el modelo

$$V_m = \frac{4Q_m}{\pi d_m^2 N_m}, \quad (16)$$

donde N_m es la suma de las áreas de todos los punzados en el modelo y Q_m es el caudal de bombeo en el modelo que según la sección 2.5 está definido por

$$Q_m = Q A_m / A, \quad (17)$$

donde Q es el caudal real de campo, A es la sección transversal de la fractura real y A_m la sección transversal de la celda del modelo a escala. Por otro lado, el caudal real Q puede escribirse en función de la velocidad V real del fluido en el punzado y el diámetro d y número de punzados N como

$$Q = V \frac{N \pi d^2}{4}. \quad (18)$$

Remplazando las Ec. (16), (17) y (18) en la Ec. (15) podemos despejar d_m

$$d_m = d \left(\frac{A}{A_m} \frac{N_m}{N} \right)^{\frac{2-n}{3n-4}}. \quad (19)$$

La Ec. (19) nos dice que para obtener semejanza dinámica en el punzado el diámetro en el modelo debe ser proporcional al diámetro en el campo y a la potencia $(2-n)/(3n-4)$ del cociente entre la relación de secciones transversales de la fractura y de la relación entre número de punzados. Estimaciones preliminares usando $d = 1$ mm, $N = 40$, $1 \leq N_m \leq 4$, relaciones de secciones transversales $A/A_m = 50$ (esto corresponde a una fractura de alto de 40 m vs. un modelo de 0,8 m) y fluidos con n en el rango $0,3 \leq n \leq 1$ indican que $d_m < 5$ mm para obtener semejanza dinámica en la mayoría de los casos. Dado que las partículas de agente de sostén en algunos casos superan el milímetro de diámetro (por ejemplo para malla 16), y se recomienda que el diámetro de punzado sea mayor a 6 veces el diámetro de la partícula más grande [54], es en general impracticable asegurar semejanza dinámica completa en el punzado simultáneamente con la semejanza establecida para la fractura. Será necesario utilizar d_m de punzados

mayores en el modelo. En la sección 2.6 se comparan, para algunos fluidos, la diferencia que se observará entre el R_{eg} en el punzado modelado respecto de los punzados reales. En ningún caso las diferencias son significativas, y se cumple que tanto en campo como en modelo el flujo está en régimen de alta turbulencia dentro del punzado.

2.5 CÁLCULO DEL CAUDAL

Las dimensiones propuestas de fractura del equipo de laboratorio se detallan en la Fig. 15, donde:

$e_m = 0,006$ m es el espesor de celda

$H_m = 0,8$ m es la altura de celda

$L_m = 1,6$ m es la longitud de la celda

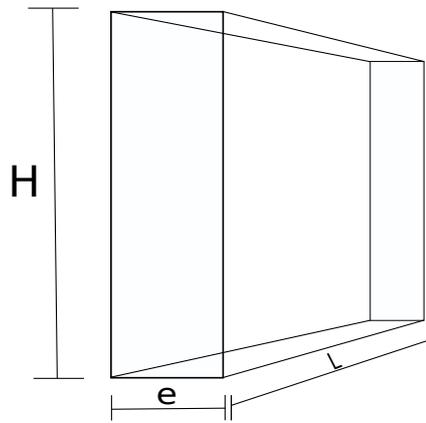


Figura 15: Dimensiones de fractura del equipo de laboratorio (no a escala).

La sección transversal de la celda resulta ser

$$A_m = e_m \times H_m = 0,0048m^2. \quad (20)$$

El caudal de inyección necesario Q_m para obtener en la celda la velocidad V observada en el campo tal como se detalló en la sección 2.4.2 será entonces

$$Q_m = A_m \times V. \quad (21)$$

Como vimos, esto garantiza, para una fractura de igual espesor donde se usan los mismos fluidos, que el R_{eg} de la Ec. (11) se conserve.

Dada $V = 0,387$ m/s como fuera estimada en la sección 2.2 [ver Ec. (14)], el caudal de inyección en el dispositivo de laboratorio será entonces

$$Q_m = 0,00186 \text{ m}^3/\text{s}. \quad (22)$$

2.6 VALORES TÍPICOS DE R_{eg} EN FRACTURA Y PUNZADO

Tomaremos con referencia tres fluidos de fractura:

	Frac. real	Frac. modelo
Agua	7870.7	7870.7
GA2 (40)	12.95	12.95
GA2 (25)b	13.93	13.93

Tabla 2: R_{eg} según la Ec. (11) para la fractura real de referencia y el modelo a escala, usando tres fluidos diferentes.

	Punzado real	Punzado modelo
1 cluster 30 perf. tot.		
Agua	699091	434253
GA2 (40)	29907	26021
GA2 (25)b	9971	7686
2 cluster 39 perf. tot.		
Agua	537762	334041
GA2 (40)	19096	16614
GA2 (25)b	6808	5247
3 cluster 41 perf. tot.		
Agua	511530	320122
GA2 (40)	17531	15448
GA2 (25)b	6330	4932
4 cluster 39 perf. tot.		
Agua	537762	334041
GA2 (40)	19096	16614
GA2 (25)b	6808	5247

Tabla 3: R_{eg} según la Ec. (11) para un punzado real de referencia y el punzado modelo usando tres fluidos diferentes.

■ **Agua:**

$$\rho = 1000\text{kg/m}^3, n = 1, K = 0,001\text{Pa s}$$

■ **GEL MAX A GA2 (40):**

$$\rho = 1003,07\text{kg/m}^3, n = 0,2901, K = 0,0509\text{kg s}^n/\text{m}^2 \text{ [56]}$$

■ **GEL MAX A GA2 (25)b:**

$$\rho = 1003,59\text{kg/m}^3, n = 0,5453, K = 0,0092\text{kg s}^n/\text{m}^2 \text{ [56]}$$

En la tabla 2 puede observarse el R_{eg} para la fractura real de referencia de la sección 2.2 y para el modelo de la sección 2.5 para cada fluido. Como podemos ver, el dimensionamiento geométrico y del caudal asegura R_{eg} iguales.

En el caso del punzado, como vimos en la sección 2.4.3, dado que el caudal se fijó para obtener semejanza dinámica en la fractura y existe un diámetro mínimo recomendado del punzado para asegurar un flujo adecuado del agente de sostén, no es posible conseguir semejanza dinámica total en el punzado. Hemos elegido mantener en todos los casos un punzado en el modelo con diámetro $d_m = 6$ mm. En la tabla 3 se observan los valores de R_{eg} en el punzado real tomando como referencia diferentes números de clusters de punzado y perforaciones de diámetro de 0,96 mm. En el modelo correspondiente se reemplaza cada cluster de punzado por un único punzado de $d_m = 6$ mm.

Parámetro	Fractura de campo		Celda de laboratorio	
Altura de fractura	40,00	m	0,80	m
Longitud de fractura	80,00	m	1,60	m
Espesor de fractura	6,00	mm	6,00	mm
Perforación de <i>clusters</i>	2		2	
Nro. de perforaciones por <i>cluster</i>	38		1	
Diámetro de perforación	9,65	mm	6,00	mm
Sección transversal de <i>cluster</i>	2779	mm ²	28,27	mm ²
Tasa de flujo	0,16	m ³ /s	0,0016	m ³ /s
Velocidad promedio en la fractura	0,33	m/s	0,33	m/s
Velocidad promedio en la perforación	28,79	m/s	28,29	m/s
Densidad del fluido (ρ , agua)	1000	kg m ⁻³	1000	kg m ⁻³
Viscosidad del fluido	0,001	kg m ⁻¹ s ⁻¹	0,001	kg m ⁻¹ s ⁻¹
Tiempo de operación	60	min	72	s
Re fractura (agua)	3300		3300	
Re perforación (agua)	$2,8 \times 10^8$		$1,6 \times 10^5$	
Bu (agua)	10,69		10,69	
θ (agua y arena 30/70)	0,92		0,92	
ρ_p/ρ (agua y arena 30/70)	2,533		2,533	
St/Fr^2 (agua y arena 30/70)	0,0011		0,0011	
Altura de fractura/longitud de fractura	0,5		0,5	
Fractura/sección transversal de <i>cluster</i>	173		170	

Tabla 4: Lista de las dimensiones y parámetros adimensionales para la fractura de campo y la celda de laboratorio .

Como podemos observar, en todos los casos el punzado modelo muestra un Re_g entre 20 % y 40 % menor al valor de campo. Esto garantiza que en todos los caso el régimen de flujo (en este caso turbulento) se conserva en el modelo.

2.7 OTROS PARÁMETROS ADIMENSIONALES

Existe una serie de parámetros adimensionales, distintos al número de Reynolds, que puede demostrarse que se conservan en todos los casos si las partículas del agente de sostén, el fluido de transporte, el ancho de celda y la velocidad media del fluido son las mismas que en el campo [41].

En la tabla 4, incluimos el número Buoyancy ($Bu = \frac{\rho g e}{\mu \dot{\gamma}}$), que representa la fuerza ascendente ejercida por un fluido que se opone al peso de un objeto sumergido; número Shields ($\theta = \frac{\tau}{(\rho_p - \rho) g d}$), se utiliza para calcular el inicio del movimiento de sedimentos en un flujo de fluido; la relación de densidad partícula fluido (ρ_p/ρ); el número Stokes-to-Froude ($St/Fr^2 = \frac{mg}{6\pi d \mu}$), que relaciona la inercia del flujo al campo externo; y la relación altura-longitud de la fractura (h/L), donde m es la masa del agente de sostén, ρ_p es la densidad del material, g es la aceleración de la gravedad, $\dot{\gamma} = v/e$ es la tasa de corte y $\tau = \mu v/e$ es la tensión de corte del agente de sostén depositado (estimada de [41]).

2.8 CONCLUSIÓN

Basados en satisfacer semejanza dinámica en la fractura se calculó el caudal requerido para una fractura modelo de 800 mm de alto por 1600 mm de largo y 6 mm de espesor. El caudal necesario en el modelo a escala es $Q_m = 0,00186 \text{ m}^3/\text{s}$ que induce una velocidad media en la entrada de la fractura de 0,387 m/s y un Re_g igual al estimado en la fractura real para un dado fluido.

El valor de Re_g en cada punzado será necesariamente diferente al observado en un punzado real, dado que no es posible reducir suficientemente el diámetro del punzado en el modelo. Éste límite está impuesto por el tamaño de las partículas de agente de sostén de mayor tamaño. Hemos propuesto 6 mm como cota mínima para el diámetro de punzado en el modelo. Los valores estimados para diferentes fluidos indican que en el modelo el Re_g será en general entre 20% y 40% inferiores a los del punzado real. Se estima que esta discrepancia no alterará el régimen del flujo significativamente.

DISEÑO DEL DISPOSITIVO EXPERIMENTAL

En este capítulo se presenta el diseño del equipo experimental y se incluye tanto el cálculo de presiones en el interior como el análisis de la resistencia de las placas de la celda para simular el ingreso de fluidos de fractura (incluyendo agente de sostén). Las dimensiones geométricas y rango de caudales considerado se basan en el análisis dimensional detallado en el capítulo 2.

Los resultados de estos cálculos se usarán para dimensionar el espesor de las placas que formarán las caras de la celda que simula la fractura en el laboratorio. Se presenta además, el diseño de todo el dispositivo. Los cálculos serán utilizados asimismo para la selección de la bomba de desplazamiento positivo apropiada.

3.1 DISEÑO BÁSICO

En la Fig. 16 se muestra un esquema básico (no a escala) de la celda (hacia el final de este capítulo se muestran maquetas a escala de todo el dispositivo experimental).

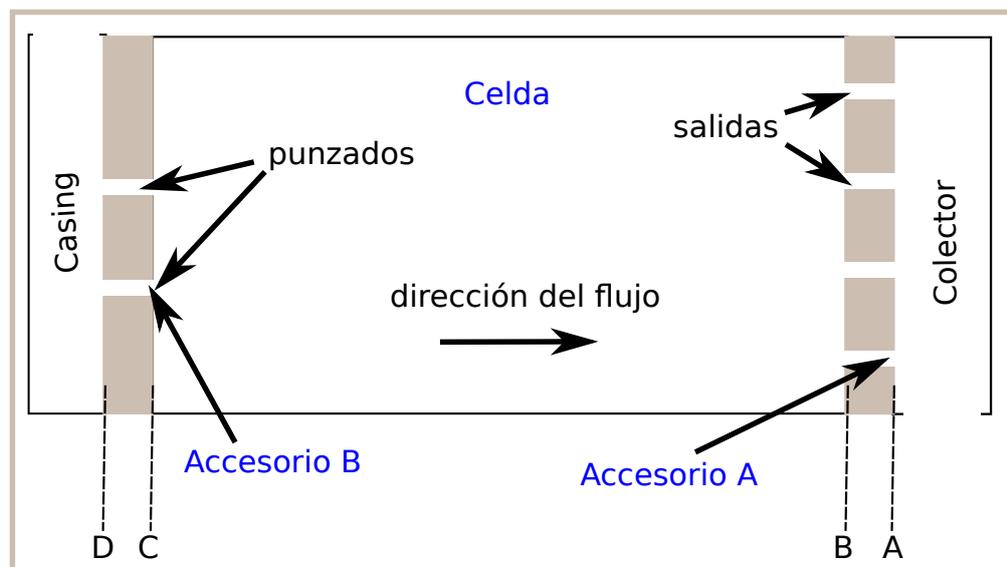


Figura 16: Esquema básico de la celda con orificios de entrada y salida.

El equipo consiste en dos placas acrílicas paralelas separadas por un marco de acero inoxidable. Las medidas interiores del marco son de 1,6 m de largo y 0,8 m de alto. Las

placas de acrílico son mas delgadas en los bordes para permitir que entren en el marco y dejen un espacio de 6 mm entre ellas. Se utiliza un sello elastómero entre el marco y las placas para evitar pérdidas. El marco tiene dos perforaciones para la entrada del fluido de 6 mm de diámetro a 350 mm y 450 mm desde la base. El lado de salida cuenta con 49 perforaciones de 6 mm distribuidas a lo largo de toda la altura. Cada 7 agujeros de salida, un colector redirige el flujo hacia un tanque de desagüe. El lado de entrada del marco de acero inoxidable está soldado a un tubo de acero inoxidable de 2" (50.8 mm) que sirve como *casing* (encamisado). Las dos placas de acrílico se sostienen en posición mediante dos matrices metálicas. Estas matrices evitan que la celda se deforme bajo presión durante los experimentos.

La mezcla se inyecta en la celda a través del *casing* y las perforaciones de entrada mediante una bomba peristáltica. Debido al elevado caudal que se requiere para bombear a través de las pequeñas perforaciones, la presión de la tubería aumenta hasta $12 \frac{\text{kg}}{\text{cm}^2}$. La bomba seleccionada es de desplazamiento positivo y permite entregar una tasa definida hasta presiones de $16 \frac{\text{kg}}{\text{cm}^2}$.

La bomba se alimenta de un mezclador donde el fluido y el agente de sostén se mezclan a una velocidad controlada por medio de un regulador de frecuencia. Se utiliza un sistema de válvulas neumáticas para cambiar entre la mezcla y el suministro de agua de la bomba. Como la bomba suministra un flujo pulsado, se usa un amortiguador para que la misma entregue un flujo continuo a la celda. Además se utilizan un caudalímetro y dos transductores de presión para medir la velocidad del fluido y la presión dentro de la celda durante los experimentos.

En el desagüe se ha colocado un filtro de tela para recoger el agente de sostén expulsado de la celda.

Las placas de acrílico de la celda permiten la filmación de todo el proceso, empleando una cámara digital a 240 fotogramas por segundo con resolución Full HD. Una vez que se detiene el bombeo y el material se deposita, se toma una imagen fotográfica a una resolución de 4032×3024 pixeles.

3.2 CÁLCULO DE PRESIONES

En esta sección se desarrollan los cálculos de presión teniendo en cuenta las variaciones por la ecuación de conservación de la energía (ecuación de Bernoulli), pérdidas por fricción (ecuación de Darcy–Weisbach) y pérdidas por acoplamientos. En la Fig. 16 se muestra un esquema de la celda con sus perforaciones de entrada y salida. Los cambios de presión se calculan según:

- **Bernoulli:** Para el cambio de presión entre el colector y la celda; entre la celda y el casing; y al pasar por los punzados dados por

$$\Delta P = \frac{\rho}{2}(v_2^2 - v_1^2). \quad (23)$$

Donde ρ es la densidad del fluido y v_1 y v_2 son las velocidades en cada sección del circuito.

- **Darcy–Weisbach:** Pérdida por fricción en cada tramo recto del circuito.

$$\Delta P = \frac{f_D L}{2d_H} \rho v^2. \quad (24)$$

Donde L es la longitud del tramo, d_H es el diámetro hidráulico, v la velocidad del fluido en el tramo y f_D el factor de Darcy. El valor f_D para régimen laminar es $f_D = 64/Re$ mientras que para el caso de régimen turbulento se puede utilizar el diagrama de Moody (Fig. 17) para el acero. El diagrama de Moody es la representación gráfica en escala doblemente logarítmica del factor de fricción en función del número de Reynolds y la rugosidad relativa de una tubería. El factor de fricción se representa mediante una familia de curvas, una para cada valor del parámetro (k/D) , donde k es el valor de la rugosidad absoluta, es decir la longitud (habitualmente en milímetros) de la rugosidad medible en la tubería.

En el caso del flujo a través de dos placas separadas por una pequeña distancia e comparado con las otras dos dimensiones (tipo celda de Hele-Shaw) el diámetro hidráulico para calcular Re_g se toma como $2e$ [55].

- **Perdida por ensanchamiento:** Dado que los ensanchamientos luego de cada punzado de ingreso o desagüe de la celda son muy pronunciados se usa directamente la pérdida de acople entre una tubería a ras con un depósito.

$$\Delta P = \frac{\rho v^2}{2}. \quad (25)$$

Donde v es la velocidad del fluido en el punzado o salida.

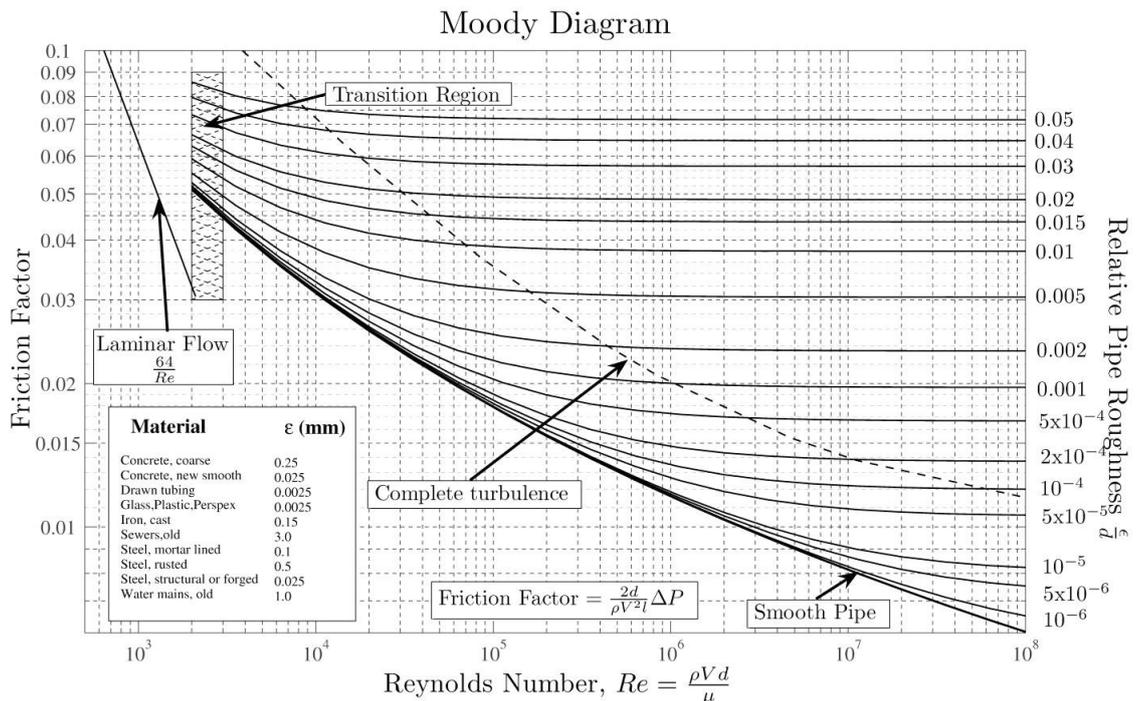


Figura 17: Diagrama de Moody. Imagen tomada de [11]

Para los cálculos se usaron las siguientes dimensiones:

- *Casing*: $d_H = 0,04$ m
- Punzados: 2 punzados con $d_H = 0,006$ m y longitud de 0,04 m.

Caudal [m^3/s]	P_{28} celda	P_{28} casing	P_{42} celda	P_{42} casing
0,0013	1,17	209,53	0,62	208,98
* 0,0017	1,99	354,11	1,03	353,15
0,0021	3,10	536,48	1,58	534,96
0,0025	4,34	756,49	2,20	754,35
0,0029	5,86	1014,28	2,96	1011,46
0,0033	7,51	1309,79	3,86	1306,07
0,0037	9,44	1643,02	4,82	1638,40
0,0041	11,65	2013,95	5,92	2008,30
0,0045	13,99	2422,61	7,17	2415,78
0,0049	16,54	2868,97	8,48	2860,91
0,0053	19,37	3352,98	9,92	3343,68
0,0057	22,40	3874,92	11,51	3864,02

Tabla 5: Valores de presión (en kPa) en la celda y el *casing* del equipo de laboratorio para operación con agua usando 28 y 42 orificios de salida. El asterisco indica el caudal estimado en el análisis dimensional para alcanzar semejanza dinámica con una fractura de campo (ver sección 2).

- Celda: $1,6 \text{ m} \times 0,8 \text{ m} \times 0,006 \text{ m}$.
- Salidas: Se definieron de 49 orificios de salida con $d_H = 6 \text{ mm}$ y longitud de 40 mm. Los orificios se agrupan en series de 7 que descargan a un colector común. Cada colector puede abrirse o cerrarse según necesidad. Los cálculos mostrados se hacen sobre la base de 28 y de 42 orificios abiertos simultáneamente.

3.2.1 Presiones en el equipo: Agua

Cuando el fluido es agua tenemos $\rho = 998 \text{ kg m}^{-3}$, $K = \mu = 0,001 \text{ Nsm}^{-2}$ y $n = 1$. La tabla 5 muestra las presiones obtenidas en la celda y el *casing* para un rango de caudales. En el análisis dimensional descrito en el capítulo 2 vimos que el caudal adecuado para reproducir las condiciones dinámicas en la celda y el punzado debe ser de $0,00185 \text{ m}^3/\text{s}$ (ver asterisco en tabla 5).

3.2.2 Presiones en el equipo: AG2(40)

Para el caso de gel AG2(40) tenemos $\rho = 1003,072 \text{ kg m}^{-3}$, $K = 57,8445825916 \text{ Ns}^n\text{m}^{-2}$ y $n = 0,2901$. La tabla 6 muestra las presiones obtenidas en la celda y el *casing* para un rango de caudales (asterisco en tabla 6 para el caudal calculado).

3.2.3 Validación de presiones en prototipo

Para validar experimentalmente estas estimaciones hemos construido una celda prototipo descrita en [49].

Un esquema de esta celda se muestra en la Fig. 18. Para este prototipo las dimensiones y el caudal utilizado son:

- Casing: $d_H = 4 \text{ cm}$

Caudal [m ³ /s]	P ₂₈ celda	P ₂₈ casing	P ₄₂ celda	P ₄₂ casing
0,0013	139,76	352,59	139,89	350,66
* 0,0017	154,99	508,90	152,64	506,55
0,0021	165,27	701,33	162,44	698,85
0,0025	174,43	930,44	171,05	927,06
0,0029	182,91	1196,51	178,91	1192,51
0,0033	190,84	1499,67	186,15	1494,99
0,0037	198,36	1840,21	192,91	1834,10
0,0041	205,60	2218,04	199,25	2211,76
0,0045	212,56	2633,38	205,32	2626,41
0,0049	219,32	3086,23	211,11	3078,02
0,0053	226,01	3576,65	216,70	3567,34
0,0057	232,56,	4104,65	222,08	4094,17

Tabla 6: Valores de presión (en kPa) en la celda y el *casing* del equipo de laboratorio para operación con AG2(40) usando 28 y 42 orificios de salida. El asterisco indica el caudal estimado en el análisis dimensional para alcanzar semejanza dinámica con una fractura de campo (ver sección 2).

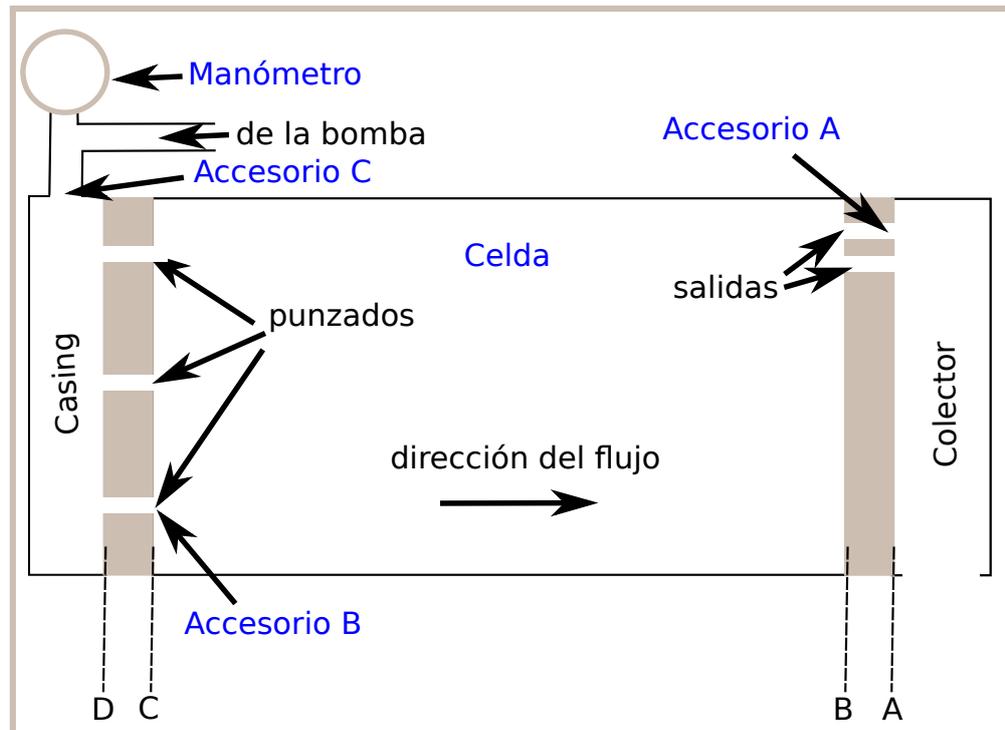


Figura 18: Esquema del prototipo para validación.

- Punzados: 3 punzados con $d_H = 0,006$ m y longitud de 0,02 m.
- Celda: $L_m = 0,38$ m \times $H_m = 0,29$ m \times $e_m = 0,02$ m.
- Salidas: 2 salidas con $d_H = 0,006$ m y longitud de 0,02 m.
- Caudal: $0,00067$ m³s⁻¹.
- Fluido: agua.

Propiedad	Valor
Densidad (kg /m ³)	1190,0
Resistencia a la tracción (Kpa)	68.646,55
Elongación hasta ruptura (%)	3
Módulo de elasticidad (Kpa)	3.040.061,48
Coefficiente de Poisson	0,37
Resistencia a la flexión (Kpa)	102.969,82
Resistencia a la compresión (Kpa)	105.911,81
Resistencia a la rotura (Kpa)	61.781,92
Dureza Rockwell	M95 - M100
Dureza Barcol	52

Tabla 7: Propiedades del acrílico Vical. <http://www.vicalsa.com.ar/propiedades-fisicas.html>.

Dado que para la medición de la presión se utilizó un manómetro instalado antes del *casing* en una sección de tubería de 1/2" (12.7 mm) de diámetro, se realizó el cálculo considerando este tramo añadido.

La presión calculada siguiendo el mismo procedimiento que para el dispositivo propuesto en la sección 3.2 resultó 115,51 kPa mientras que el valor medido en el prototipo fue de $101,32 \pm 10,13$ kPa. Esto indica que el cálculo de presiones realizado representa fielmente los valores que deben esperarse en el equipo experimental. En función a estas presiones se requiere diseñar un sistema que permita asegurar una deformación máxima aceptable para las placas de acrílico. Como podemos ver, para el caudal de diseño y usando agua se llega a presiones de 1,99 kPa dentro de la celda (mientras que con AG2(40) se llega a aprox. 154,99 kPa). Las presiones en el *casing* son de hasta 508,90 kPa utilizando AG2(40).

3.3 CÁLCULO DE DESPLAZAMIENTOS DE LAS PLACAS DE LA CELDA

Un punto crítico en el diseño del equipo consiste en la selección de las placas transparentes de la celda que simula la fractura. Hemos escogido usar acrílico a efecto de reducir el peso ya que se requiere manipulación periódica para su limpieza y reemplazo en caso de deterioro. Por otro lado, es necesario el mecanizado de estas piezas (encastre en el marco metálico y los sellos) por lo que el acrílico se prefiere frente al vidrio u otros materiales transparentes. Dado que se precisa de una imagen clara para el posterior análisis, es esperable que el uso repetido de ensayos con agente de sostén desgaste estas piezas y se deba realizar reemplazos periódicos.

Hemos tomado como referencia un acrílico producido en Argentina (Vical Acrílicos) que permite un acceso más directo al fabricante en el futuro. Sus características mecánicas relevantes se encuentran en la tabla 7.

3.3.1 Placa empotrada

Dado que las placas serán fijadas sobre los bordes de la celda usando dos contramarcos de acero que cubren todo el perímetro, se realizó un cálculo por elementos finitos con el fin de obtener los desplazamientos de la placa y el efecto de la triaxialidad de tensiones dado por la tensión de von Mises. Bajo condiciones de borde de empotramiento como

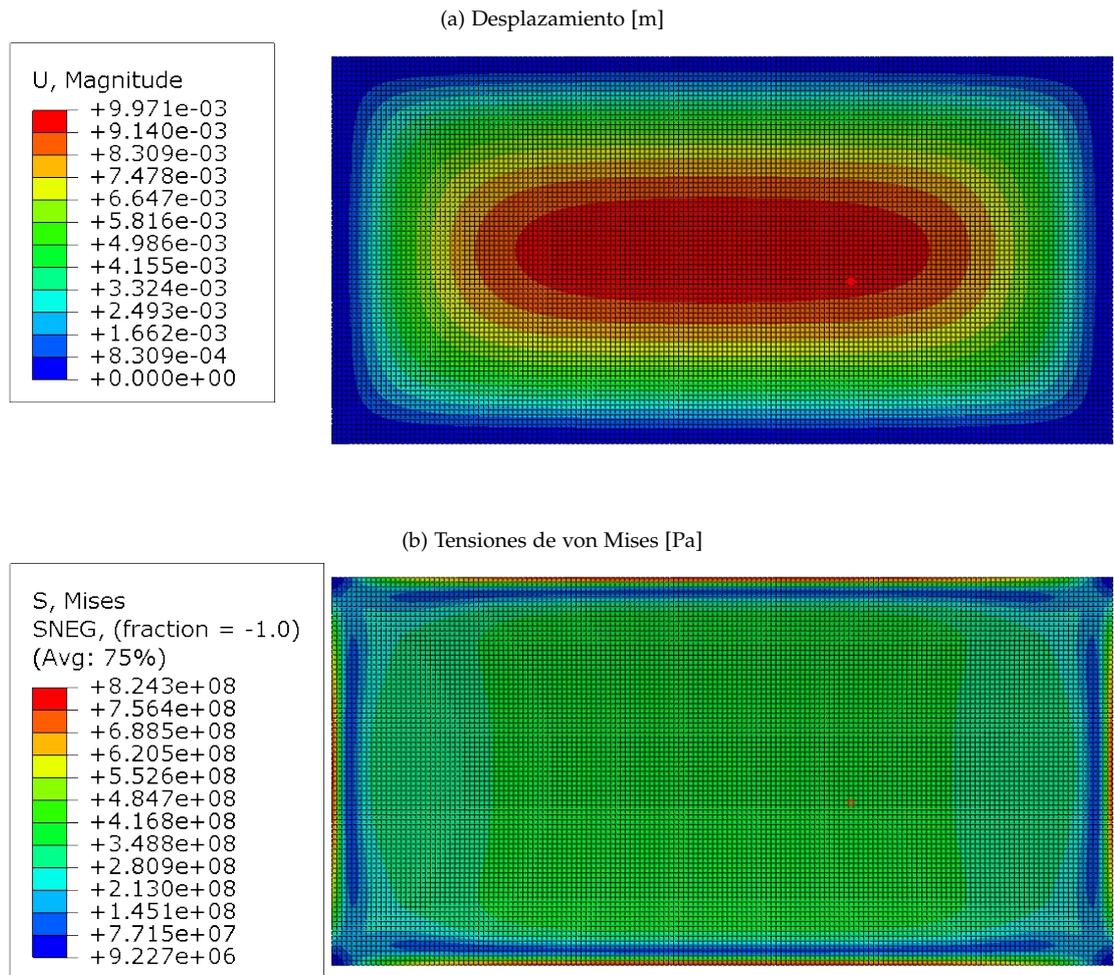


Figura 19: Cálculo para placa de $1,66 \text{ m} \times 0,86 \text{ m} \times 0,02 \text{ m}$ de acrílico. (a) Campo de desplazamientos para una carga uniforme de 175 kPa . (b) Tensión de von Mises para una carga uniforme de 175 kPa . El desplazamiento máximo corresponde a $9,97 \text{ mm}$ y la tensión máxima a 824300 kPa .

primera aproximación. El espacio entre las dos placas de la celda es de 6 mm junto a los bordes anclados, pero la flexión resultante generará una separación mayor en el centro de la celda. Se decide que el máxima desplazamiento (en el centro de la placa) genere un cambio en la separación entre placas no superior al 20% . Esto implica una cota superior de desplazamiento para cada placa de $0,6 \text{ mm}$ a la presión de trabajo. Asimismo, se toma como criterio de seguridad que la tensión de von Mises sea sensiblemente inferior a la tensión de ruptura del material (ver tabla 7).

Dado que al caudal de trabajo la presión estimada en la celda con 28 orificios de salida abiertos será de $4,34 \text{ kPa}$ para el agua y de $174,43 \text{ kPa}$ para el gel $\text{AG}_2(40)$, hemos realizado cálculos de desplazamientos para placas de 20 mm de espesor a presiones de trabajo de 5 kPa , 50 kPa y 175 kPa como valores de referencia. Las dimensiones totales de cada placa es $1,66 \text{ m} \times 0,86 \text{ m} \times 0,02 \text{ m}$, esto tiene en cuenta el espacio para los bulones y el espesor adicional necesario para fresar los bordes. En este sentido cada placa se introduce dentro del marco central para dejar el espacio de 6 mm entre ellas. El peso aproximado de cada placa es 47 kg .

En la Fig 19 se observa la distribución de desplazamientos y la tensiones de Von Mises para una presión de trabajo de 175 kPa. La máxima tensión de Von Mises es de aproximadamente 824300 kPa. Esto supera ampliamente la tensión máxima de ruptura de 61781,92 kPa de acrílico empleado. Por otro lado, el desplazamiento supera por mucho al límite impuesto de 0,6 mm.

A costa de perder visibilidad para la filmación de los ensayos y con el fin de asegurar el desplazamiento máximo de diseño, se propone usar un refuerzo de acero en forma de matriz como se describe en la sección siguiente.

3.3.2 Placa abulonada con matriz metálica de refuerzo

Se realizaron cálculos usando diferentes tipos de refuerzos, incluyendo una viga vertical en el centro de la celda, dos vigas verticales equiespaciadas y dos vigas en forma de cruz. En todos los casos, el desplazamiento máximo siguió siendo muy superior al límite sugerido. Como solución de compromiso se propone usar un refuerzo en forma de matriz con cuatro vigas de acero solidarias a los contramarcos dividiendo el área de la celda en seis sectores de dimensiones iguales. El resultado de los cálculos por elementos finitos para el sector más crítico (correspondiente a una esquina abulonada de la placa) puede observarse en la Fig. 20. En este caso se calculan las tensiones simplemente sobre el sector de placa con los bordes no abulonados considerados como empotrados. Dada la simetría entre los lados que se comparten con los restantes sectores linderos de la placa. Cada sector tiene un área de $0,4 \text{ m} \times 0,4 \text{ m}$ y se realizaron cálculos de deformación para placas de 20 mm de espesor a presiones de trabajo de 5 kPa, 50 kPa y 175 kPa.

Podemos ver que para 5 kPa de presión en la celda, el desplazamiento máximo (0,425 mm) está por debajo de la tolerancia sugerida de 0,6 mm y la máxima tensión de von Mises ($\approx 14,350 \text{ kPa}$) es muy inferior a la tensión de ruptura (61.781,92 kPa). Esto implica que para los experimentos con agua, las condiciones de trabajo garantizan la integridad de la celda y una deformación máxima del 14 % del espesor de la fractura. En el caso de presión de trabajo de 175 kPa se obtuvo un desplazamiento máximo de 3,35 mm y una tensión de von Mises de aproximadamente 99994 kPa. Se estima entonces que para los experimentos con geles similares al gel GA2(40) se requiere trabajar a caudales más bajos ($<0,0021 \text{ m}^3/\text{s}$) para mantener la presión en la celda por debajo de los 61718,92 kPa.

El desplazamiento del acrílico se calculó asumiendo que el refuerzo metálico no se deforma. Para asegurarnos que el refuerzo metálico representa una deformación despreciable, realizamos los cálculos utilizando como material un Acero SAE 1045 con 60 mm de espesor. Las características del material se muestran en la tabla 8.

La Fig. 21 muestra los desplazamientos calculados para el refuerzo metálico en forma de matriz para presiones de trabajo de 4,34 kPa y 174,43 kPa. Como podemos ver, para la presión más baja la deformación es de sólo 0,2 mm. Incluso a la presión de 174,43 kPa la matriz metálica posee un desplazamiento máximo de 1,5 mm.

La celda construida se muestra en la Fig. 22. Sobre esta celda se realizó un ensayo hidráulico estático a 96 kPa durante un período de 2 horas, sin registrarse caída de presión medible. Recordamos que la presión de trabajo usando agua como fluido de transporte fue estimada en 4,34 kPa para 28 orificios de salida abiertos.

Se tomaron mediciones de los desplazamientos de la celda bajo presión usando un comparador con resolución de centésima de milímetro. La Fig. 23 indica los puntos en

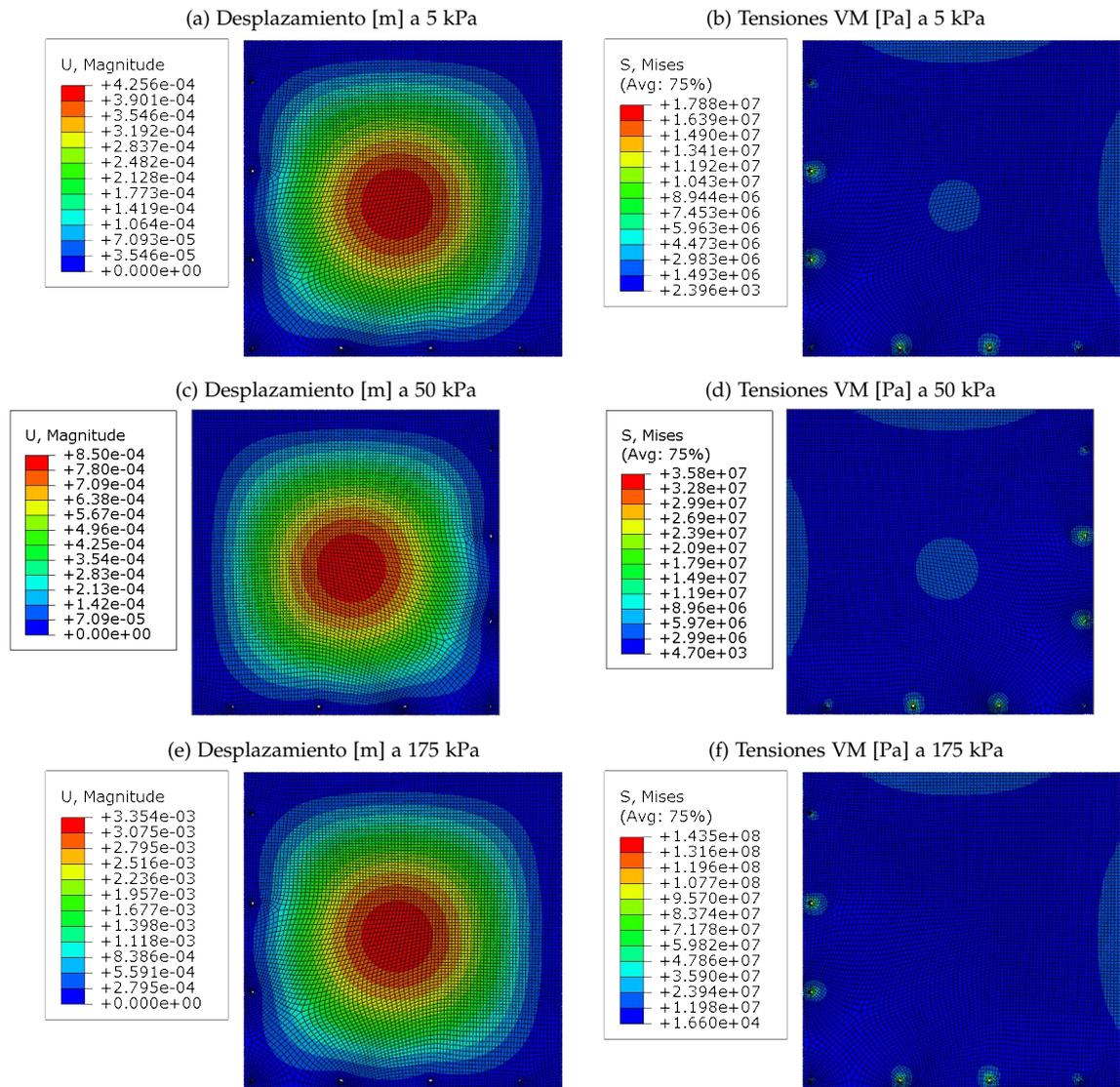


Figura 20: Cálculo para placa de $0,4 \text{ m} \times 0,4 \text{ m} \times 0,02 \text{ m}$ de acrílico. (a),(c) y (e) Campo de desplazamiento para una carga uniforme de 5, 50 y 175 kPa, respectivamente. (b), (d) y (f) Tensiones de Von Mises correspondientes.

donde se tomaron la medida del desplazamiento de la celda durante los ensayos de prueba hidráulica.

Los desplazamientos tomados con el comparador en cada punto de referencia como función de la presión aplicada durante el ensayo están reportadas en la Fig. 24. Durante el diseño se puso como meta tener deformaciones de la celda que no incrementen su espesor más del 20 % a las presiones de trabajo. Para una celda de 6 mm de espesor esto representa un desplazamiento máximo de cada cara de 0,6 mm. Para cumplir con este requerimiento es necesario trabajar con presiones inferiores a 20 kPa. Para el caso con agua como fluido de fractura, las presiones de trabajo serán inferiores a 6 kPa (con deformaciones máximas de 6 %), por lo que el equipo satisface ampliamente el requerimiento. Para los ensayos con fluidos de fractura tipo gel AG₂(40), las presiones de trabajo estimadas son superiores a los 20 kPa. Relajando el requerimiento, de modo de aceptar

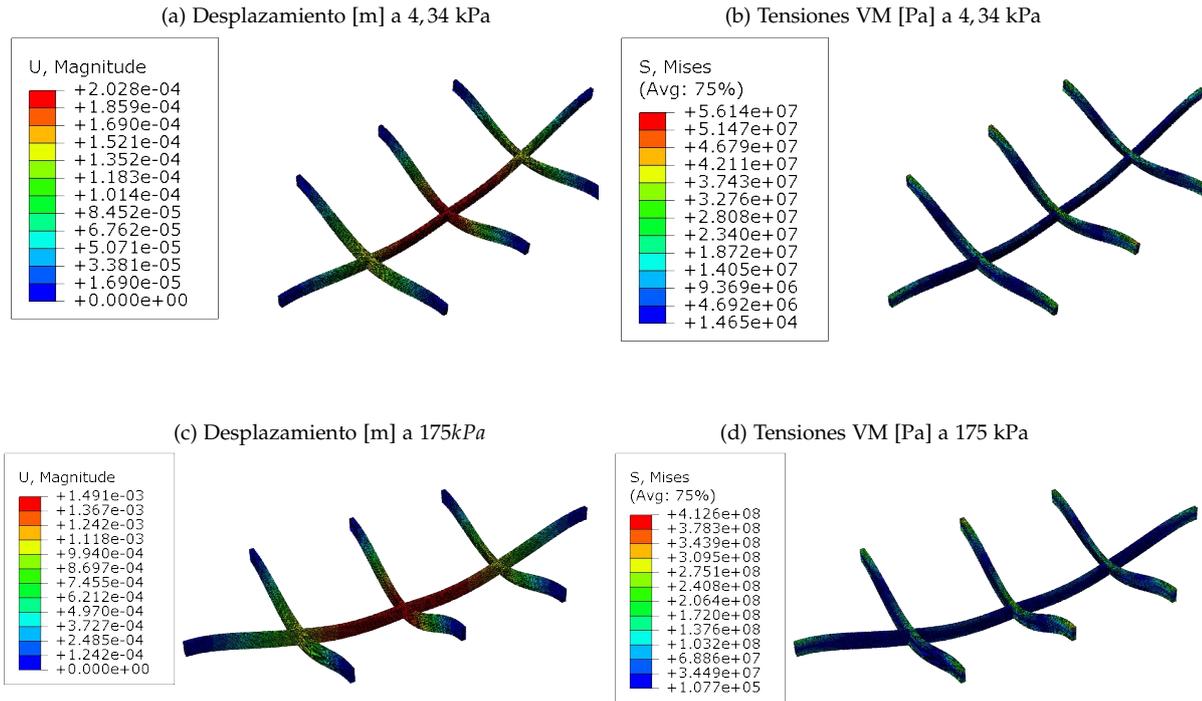


Figura 21: Cálculo de desplazamiento para el refuerzo de acero (ver Tabla 8) de sección transversal rectangular 15.8 mm × 60 mm.

Propiedad	Valor
Módulo de Elasticidad [kPa]	199.996.817
Límite elástico [kPa]	304.003
Módulo de Poisson	0,30
Densidad [kg m ⁻³]	7.870

Tabla 8: Propiedades del acero SAE 1045 propuesto para el refuerzo metálico en forma de matriz.

deformaciones de hasta el 50 % en celdas de 6 mm de espesor, es posible trabajar con presiones de hasta 50 kPa.

La Fig. 25 muestra el perfil de desplazamientos de la cara de acrílico en los centros de cada sección rectangular y a lo largo de la línea central horizontal sobre la que asienta el refuerzo metálico. Como podemos observar, en los centros de cada sección rectangular se observa la mayor deformación debido al menor módulo de Young que presenta el acrílico con respecto al refuerzo metálico.

Los desplazamientos medidos sobre los bordes de la celda (puntos 1, 5, 10 y 11 de la Fig. 23 resultan ser despreciables como se ve en la Fig. 24.

3.4 MONTAJE EXPERIMENTAL

En la Fig. 26 se muestra un esquema del dispositivo experimental con todos los elementos que lo componen:

Las partes principales del equipos son : (1) bomba y amortiguador de flujo, (2) tanque de agua, (3) mezclador y sistemas de válvulas, (4) caudalímetro, (5) celda, (6) transducto-

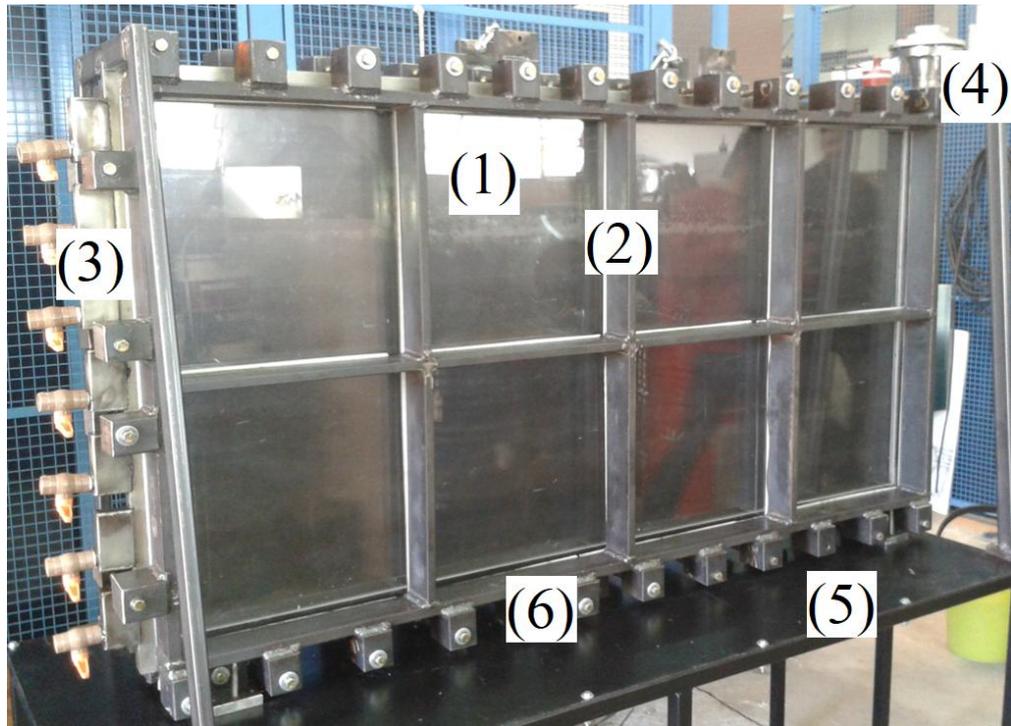


Figura 22: Imagen de la celda. (1) Placa de acrílico. (2) Refuerzo metálico. (3) Colectores de desagüe. (4) Entrada al *Casing*. (5) Mesa de soporte. (6) Bulones de fijación de refuerzo.

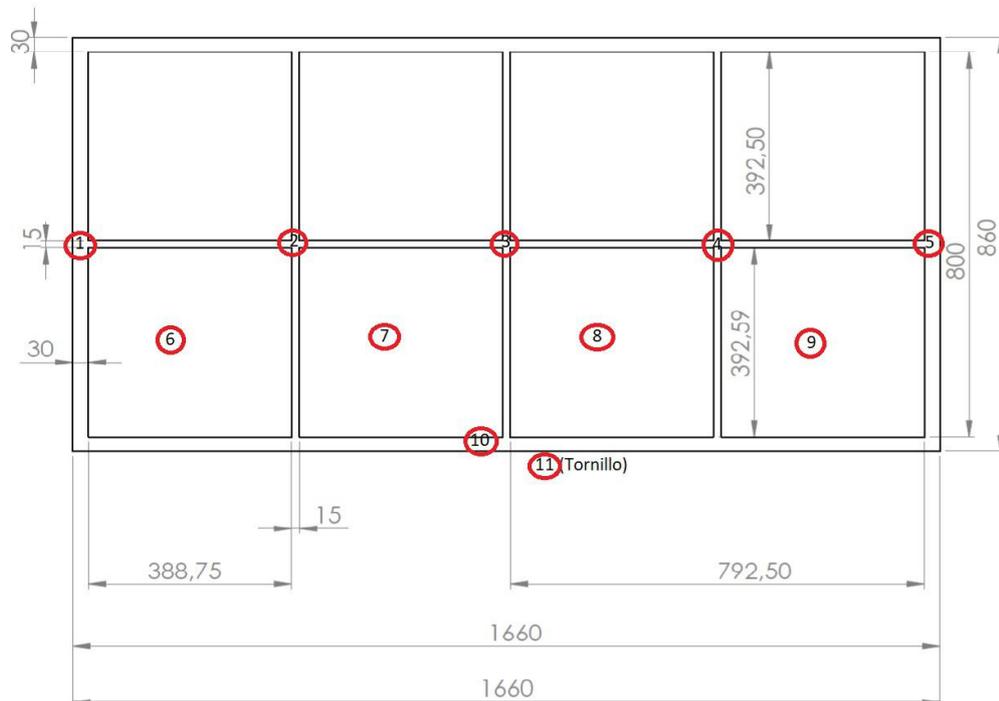


Figura 23: Esquema de la celda y refuerzo metálico del equipo de laboratorio con los puntos de toma de los desplazamientos indicados (distancias en mm).

res de presión, (7) mesa y (8) desagüe. A continuación describimos en más detalle cada una de estas partes.

1. Bomba peristáltica y amortiguador de flujo.

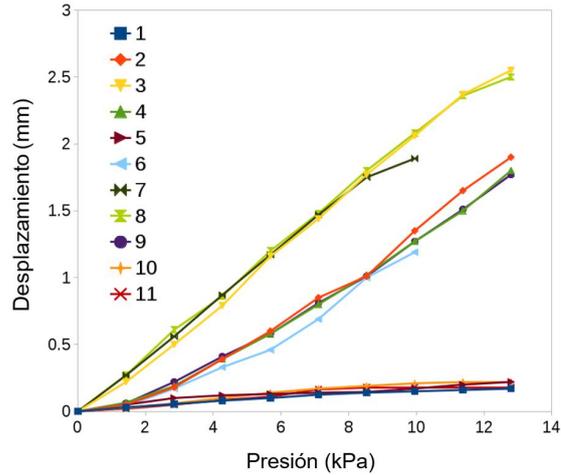


Figura 24: Desplazamientos medidos en los puntos de referencia de la Fig. 23 como función de la presión en la celda.

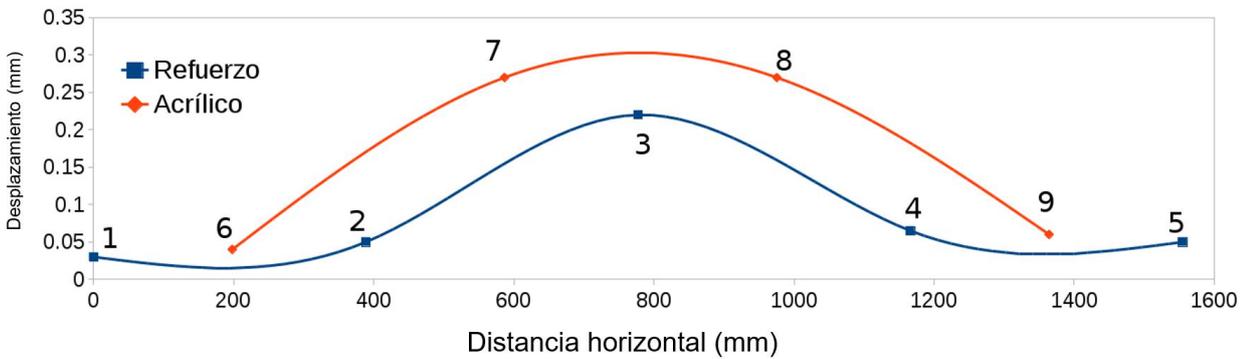


Figura 25: Desplazamientos de la cara de la celda en la línea horizontal central donde se asienta el refuerzo metálico (puntos 1, 2, 3, 4 y 5 de la Fig. 23) y a media altura de las secciones rectangulares de acrílico (puntos 6, 7, 8 y 9 de la Fig. 23). Mediciones tomadas a 10 kPa.

Se utiliza una Bomba peristáltica (de desplazamiento positivo) marca Verdeflex Dura 45 (ver Fig. 27). Este tipo de bomba permite el desplazamiento de distintos tipos de fluidos y materiales granulares. El fluido es contenido en un tubo flexible empotrado dentro de una cubierta circular de la bomba. Un rotor con un número de rodillos unidos a la circunferencia externa comprimen el tubo flexible. Mientras que el rotor da vuelta, la parte del tubo bajo compresión se cierra forzando, de esta manera, el fluido a ser bombeado para moverse a través del tubo. Adicionalmente, mientras el tubo se vuelve a abrir a su estado natural, el flujo del fluido es inducido a la bomba. En la Tabla 9 se muestran sus características principales.

El problema de estas bombas peristálticas de desplazamiento positivo es que crean pulsaciones generando un flujo interrumpido. Por este motivo se decidió colocar un amortiguador de flujo al sistema. Este tipo de elemento cumple dos funciones principales: Amortiguar las pulsaciones y eliminar vibraciones y golpes de ariete.

El amortiguador de flujo es un recipiente lleno de gas comprimido. El gas queda atrapado en una cámara elastomérica, lo que previene el contacto entre el fluido del proceso y el gas comprimido. Cuando se genera un impulso, el fluido ingresa en la

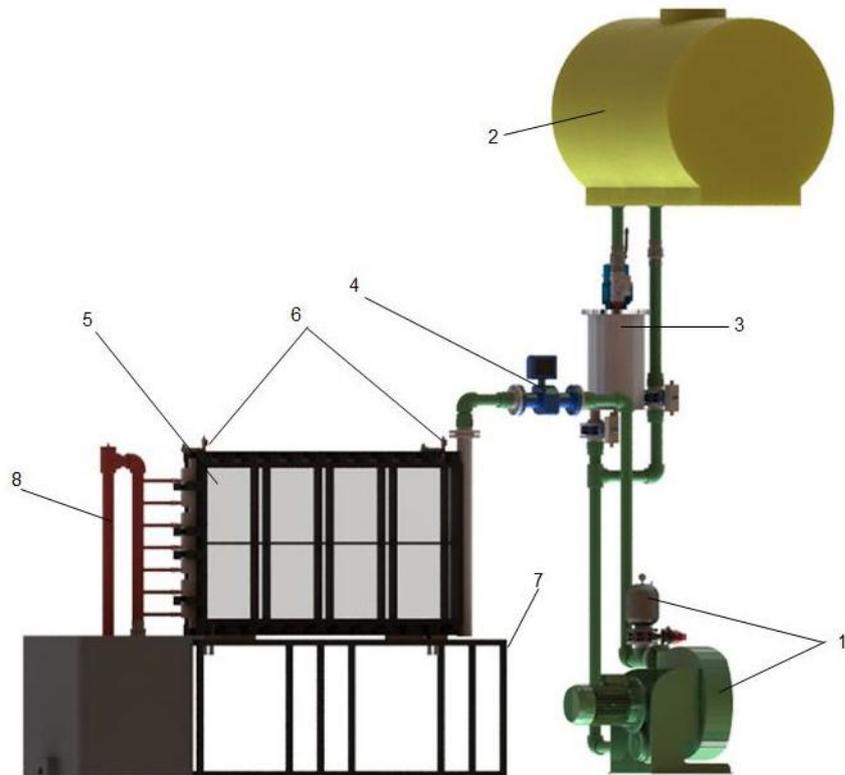


Figura 26: Esquema del montaje experimental del equipo.

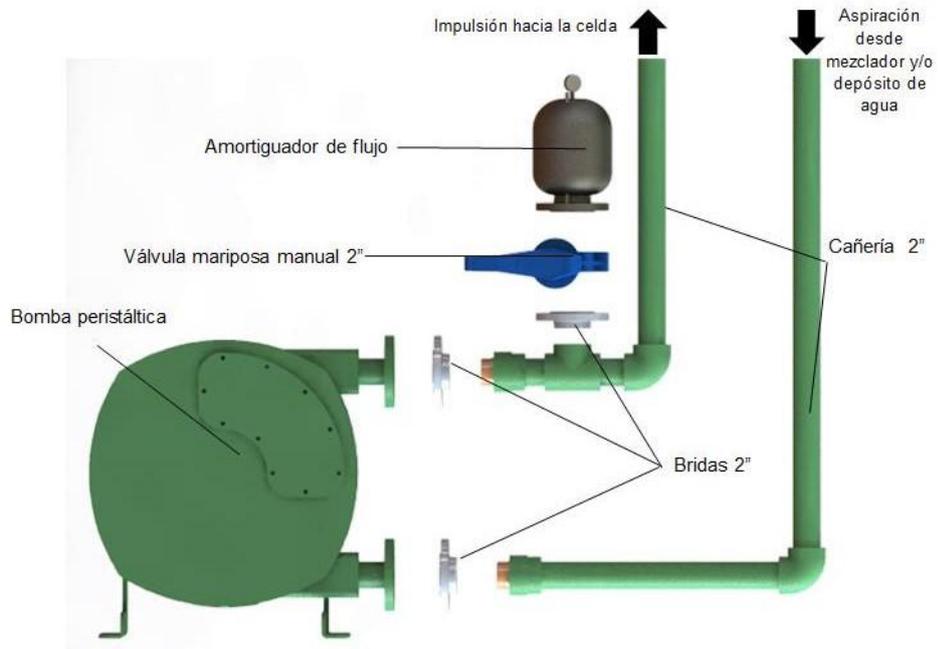


Figura 27: Bomba peristáltica y amortiguador de flujo.

Propiedad	Valor
Caudal Máximo	12 m ³ /h
Presión descarga	1600 kPa
Conexión	DIN PN16 - ANSI 150
Elevación de succión	9,5 mWc
Contenido sólido	11,25 mm de compresión

Tabla 9: Características de bomba peristáltica Verdeflex Dura 45.

cámara húmeda del amortiguador, desplaza la cámara y comprime el impacto. Cuando la presión de líquido disminuye, el gas se expande y empuja al fluido nuevamente hacia la línea de proceso. Así La descarga de la bomba producirá un flujo de fluido casi constante.

Tanto la bomba como el amortiguador de flujo están enlazados al sistema a través de bridas de acero inoxidable. El amortiguador de flujo, además, tiene una válvula mariposa para aislarlo del sistema cuando no está en funcionamiento.

2. Tanque de agua.

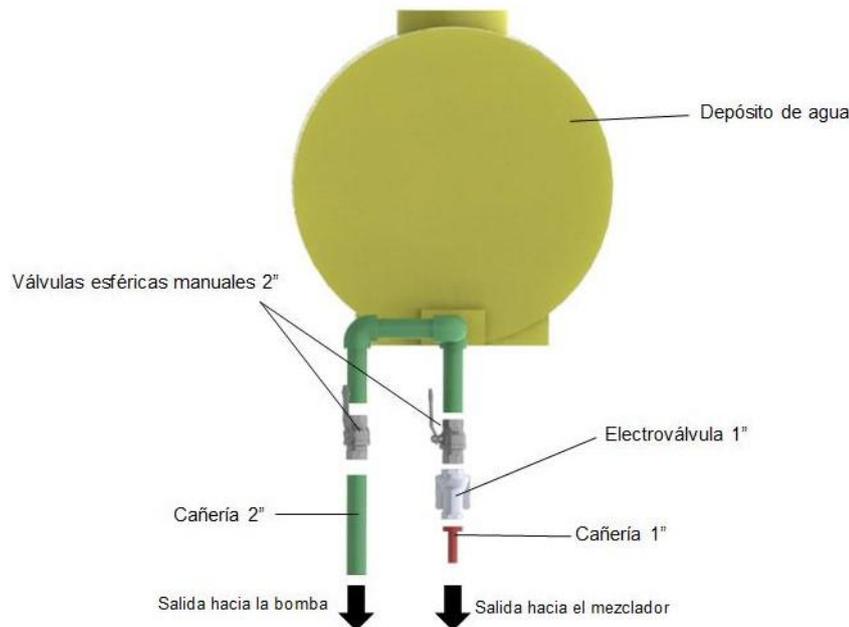


Figura 28: Esquema del depósito de agua y válvulas de bajada.

El tanque de agua es de material plástico resistente con capacidad de 200 l (ver Fig. 28). Esto permite tener una reserva para realizar varios ensayos. Está conectado al sistema a través de dos válvulas esféricas y una electroválvula que permite elegir de forma automática la apertura hacia el mezclador.

3. Mezclador.

El mezclador es un recipiente cilíndrico de acero inoxidable de 350 mm de diámetro y 500 mm de alto que permite preparar una mezcla de 30 l en su interior (ver Fig. 29). El eje y las paletas del mezclador son de acero inoxidable y puede controlarse

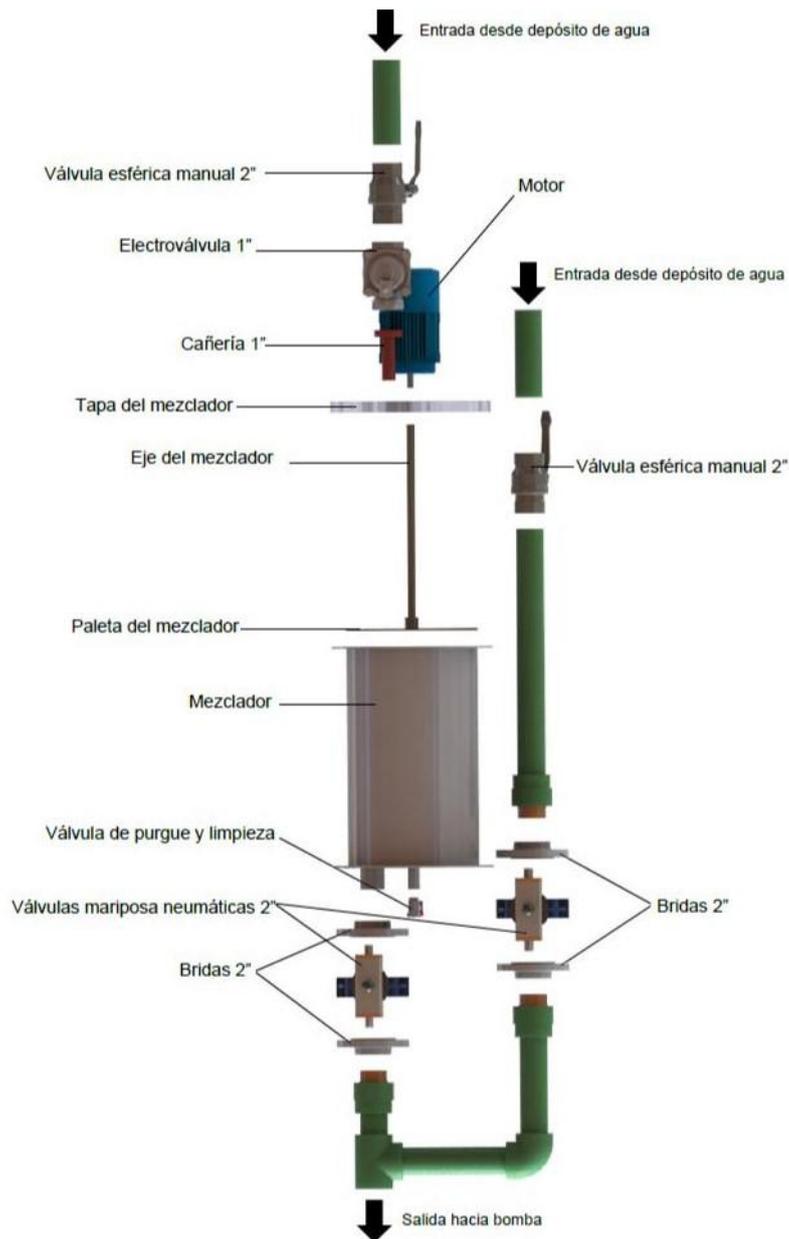


Figura 29: Esquema del mezclador con sus respectivas válvulas y cañerías.

su velocidad a través de un regulador de frecuencia conectado a un motor de 1/2 hp. El ingreso del agente de sostén es a través de una tolva que se encuentra en la tapa superior. Su descarga está conectada al sistema a través de bridas de acero inoxidable y válvulas mariposas neumáticas para poder controlar de forma automática la apertura o cierre del mismo cuando se realiza un ensayo.

4. Caudalímetro.

Se eligió un caudalímetro magneto-inductivo por las solicitaciones de trabajo (ver Fig. 30). En caso contrario, el agente de sostén podría ocasionar severos daños al equipo. El caudalímetro tiene cuerpo de hierro y en su interior un encamisado de teflón. La ventaja principal es que un sistema inductivo de medición, no tiene contacto con el

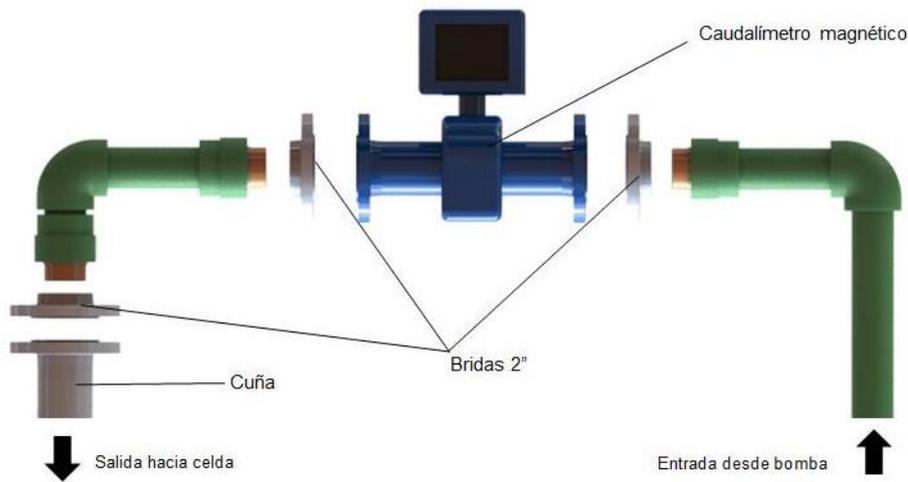


Figura 30: Esquema del caudalímetro MI-430.

Propiedad	Valor
Alimentación	24 Vca/Vcc
Conexión	1/2" NPT
Diámetro	2"
Caudal mínimo	1,46 m ³ /h
Caudal máximo	58,34 m ³ /h
Presión máxima	20 kg/cm ²
Tubo de medición	Acero inoxidable AISI 316L
Conexión mecánica	Bridas ANSI 150 RF ASTM A105
Temperatura de trabajo	-20C,120C

Tabla 10: Características de caudalímetro MI-430.

fluido en su interior y de ser necesario, puede reemplazarse el encamisado ante una eventual rotura.

El caudalímetro es de fabricación nacional y su modelo es MI- 430. Las características principales del caudalímetro se describen en la tabla 10.

La señal de salida de corriente es de 4-20 mA. Esto permite adquirir los datos de un ensayo por medio de una placa adquisidora conectada al PC.

5. Placas de acrílico.
6. Transductores de presión.

Los transductores de presión permiten medir en tiempo real la presión en la entrada y salida de la celda (ver Fíf. 31). Están conectados a través de un accesorio tipo T al separador de la cuña y al adaptador de la manguera de purgue. Están colocados en la parte superior de la celda para poder expulsar las burbujas de aire que quedan en el interior. Se eligió el modelo P51-4BarG-X-MD-10V que cuenta con las características detalladas en la tabla 11.

La señal de salida de corriente es de 0-10 V. Esto permite adquirir los datos de un ensayo por medio de una placa adquisidora conectada al PC.

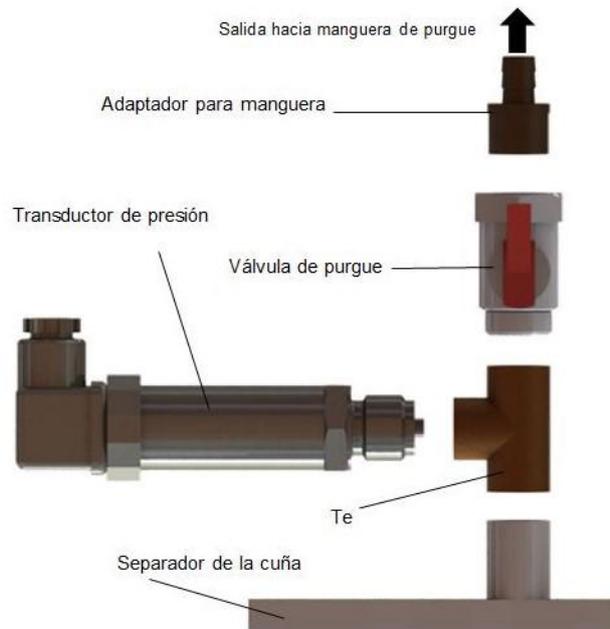


Figura 31: Transductor de presión y purgue.

Propiedad	Valor
Presión de trabajo	0-400 kPa
Material	Pieza única cuerpo acero inoxidable
Diámetro	2" (50.8 mm)
Temperatura de trabajo	-35 C, 95 C
Entrada	8-30 Volt
Salida	4-20 mA / 0-10 V
Conexión mecánica	DIN 175

Tabla 11: Características de los transductores de presión P51-4BarG-X-MD-10V.

7. Mesa.

La mesa del equipo está construida con acero estructural 1020. En su base tiene atornillados soportes para el correcto calce del separador de acero inoxidable (ver Fig. 32). También cuenta con tornillos con los cuales se puede regular la altura de las placas de acrílico y de los refuerzos metálicos para alinearlos con el separador central.

8. Desagüe.

El sistema de desagüe está conectado a la celda por siete caños de Polipropileno de 1/2". Estos caños están conectados con otro de 2" en forma de U como se muestra en la Fig. 33. La válvula esférica inferior se encuentra cerrada. Esto permite que la primera sección de la U se encuentre llena de agua y dirija el flujo hacia el tanque de desagüe manteniendo la celda llena de fluido durante un experimento. En el interior del tanque de desagüe se colocan bolsas de género de distintas tramas a modo de filtro para retener el agente de sostén una vez terminado el ensayo.



Figura 32: Esquema de la mesa.

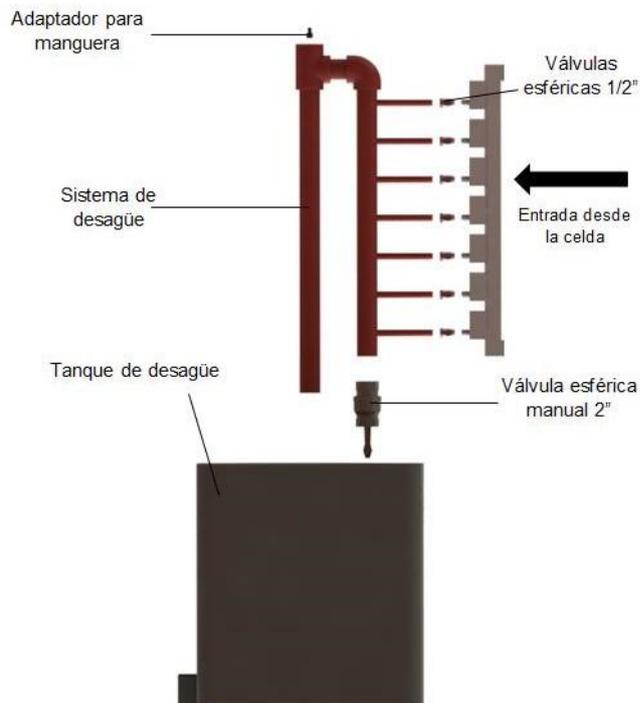


Figura 33: Esquema del desagüe del equipo .

ANÁLISIS DINÁMICO - PIV

Los métodos de medición de desplazamientos por medio de imágenes se han estudiado desde los años 80 por diferentes investigadores. Específicamente, el método de medición PIV (*Particle Image Velocimetry*) fue introducido por Adrián en 1984 [57]. Unos años después, el mismo autor dio a conocer el potencial de esta técnica en la ingeniería, en particular en el área de los fluidos [58]. A partir de este hallazgo, su uso se expandió en el área de fluidos y quedó establecido como una de las mejores técnicas para la medición de desplazamientos por medio de imágenes [59–62].

Fruto de este uso, se ha favorecido un desarrollo comercial de software y equipos para la implementación del método en la industria, logrando evaluar las velocidades y trayectorias de fluidos, tanto de gases como de líquidos. El uso de la técnica se encuentra en una constante expansión en otras áreas como por ejemplo en microfluídica [63, 64], túneles de viento [65, 66], deformaciones de suelos [67, 68], y materiales granulares [69], entre otros.

De acuerdo a lo expuesto, el propósito principal de este capítulo es aprovechar los avances de los algoritmos implementados en la mecánica de fluidos y seguir la tendencia de expansión de esta técnica. Para poder lograrlo, implementamos una metodología para el uso de la PIV como instrumento de medición de desplazamientos del fluido en la fase de transporte de agente de sostén en una celda plana.

4.1 DEFINICIÓN GENERAL DE PIV

La PIV, es una técnica de medición no intrusiva, que permite la captura de información de desplazamientos entre dos imágenes en fracciones de segundo. Para capturar el movimiento de los fluidos, se visualiza mediante la iluminación de una lámina delgada de fluido que contiene partículas trazadoras reflectantes de flotabilidad neutra. Un sensor de imagen digital se coloca perpendicular a la lámina iluminada, capturando el movimiento de las partículas. En la Fig. 34 se muestra un esquema básico de un arreglo experimental para uso de la PIV.

Cuando una fotografía digital monocromática es capturada se guarda una matriz con la intensidad registrada para cada pixel de la imagen. Esta matriz de intensidad tiene un tamaño de $[a \times b]$ pixel. El método consiste en comparar dos imágenes digitales capturadas en instantes de tiempo diferentes, es decir separadas por un Δt . Comparando las imágenes tomadas en los tiempos t_1 y t_2 se pueden medir los desplazamientos de diferentes partes de la imagen y calcular sus velocidades.

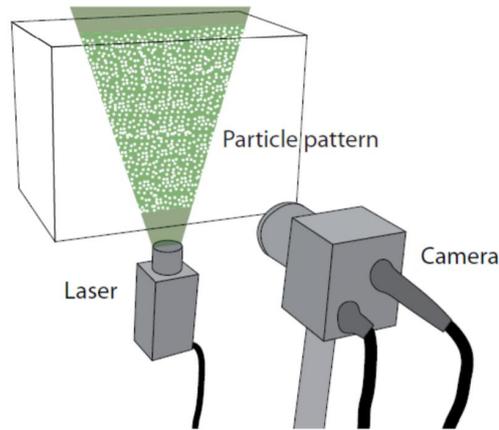


Figura 34: Una lámina de luz láser ilumina las partículas contenidas en un plano dentro del fluido. Imagen obtenida de [70].

El procesamiento entre un par de imágenes digitales se muestra esquemáticamente en la Fig. 35. La primera imagen se divide en una malla de áreas de interrogación. Cada área de interrogación, $I_t(U)$, consiste en una muestra de la matriz de imagen, $I(U)$, de tamaño $L \times L$ píxeles. Esta área de interrogación divide el área de interés en áreas más pequeñas. Para encontrar el desplazamiento de las áreas de interrogación entre las dos imágenes, se establece un área de búsqueda $I_{search}(U + s)$ que se extrae de la segunda imagen. Esta área de búsqueda se extiende más allá del área de interrogación por una distancia propuesta S_m , en las direcciones u y v correspondientes a los ejes x e y respectivamente. Posteriormente, se evalúa la correlación cruzada entre las áreas o $I_t(U)$ y $I_{search}(U + s)$, normalizando el resultado por la raíz cuadrada de la suma de los valores al cuadrado de $I_s(U + s)$.

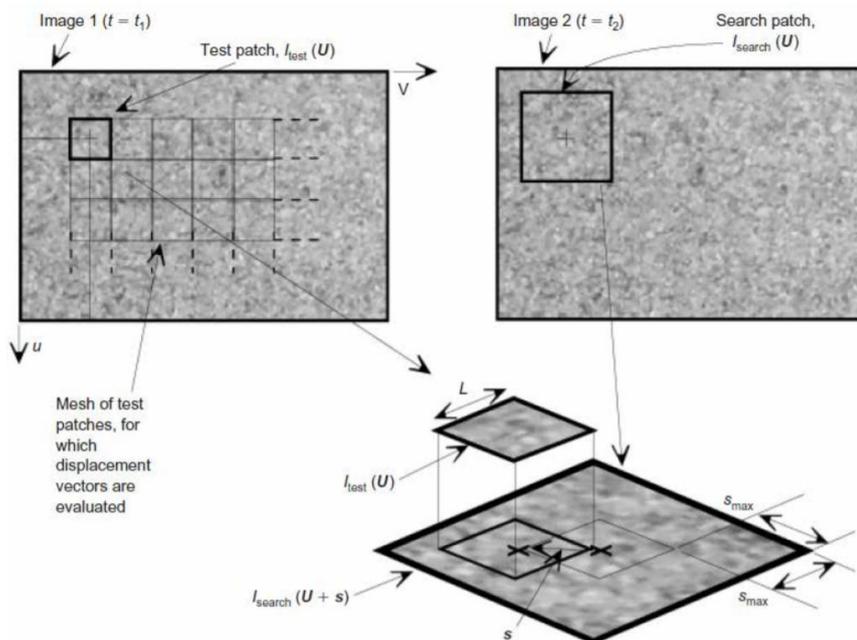


Figura 35: Etapas del proceso de análisis para PIV. Imagen obtenida de [67].

El procedimiento anterior se repite para cada área de interrogación de la malla definida al inicio, generando un mapa de vectores el cual muestra el campo de desplazamientos en el intervalo entre las dos imágenes.

4.2 PIVLAB

PIVlab (Time Resolver Digital Particle Image Velocimetry Tool for MATLAB), es un software desarrollado por William Thieclicke y Eize Stamhuis de la Universidad de Groningen [70] que tiene la finalidad de implementar un algoritmo para el análisis de PIV.

Es un software de distribución libre para MATLAB que se puede descargar desde su página web [71]. En las secciones siguientes se describe con detalle el procedimiento usado para el análisis de PIV implementado en PIVlab.

4.2.1 Arquitectura

PIVlab además de MATLAB, requiere la toolbox de procesamiento de imágenes *image processing* para funcionar. El archivo principal es 'PIVlabGUI.m'. Éste contiene todas las funciones necesarias para el uso del software implementadas en una interfaz gráfica para el usuario.

El análisis PIV de este software consta de tres pasos principales (pre-procesamiento de imágenes, evaluación de imágenes y post-procesamiento). Todos estos pasos son accesibles desde la interfaz gráfica de usuario de PIVlab.

4.2.2 Pre-procesamiento

Este software cuenta con una herramienta de pre-procesamiento que aplica diferentes técnicas a las imágenes, cuyo objetivo es mejorar las imágenes adquiridas logrando así mejorar la calidad de las medidas (ver Fig. 36).

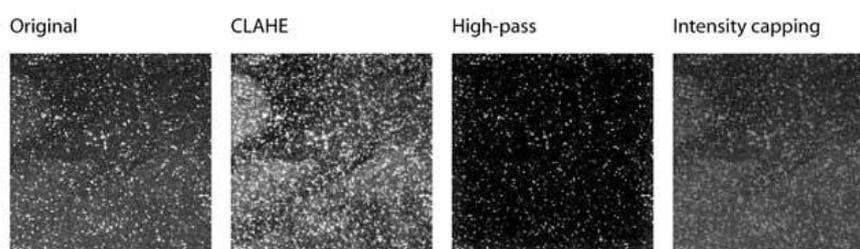


Figura 36: Efecto de técnicas de Pre-procesamiento. Imagen obtenida de [70].

- CLAHE: La ecualización del histograma adaptativo de contraste limitado (CLAHE) fue desarrollada para aumentar la legibilidad de los datos de la imagen. Opera en regiones pequeñas de una imagen. Las intensidades más frecuentes del histograma de la imagen se extienden a toda la gama de los datos (de 0 a 255 en imágenes de 8 bits). CLAHE mejora significativamente la probabilidad de detectar vectores válidos en imágenes experimentales

- **Intensity highpass:** La iluminación no homogénea puede causar baja frecuencia de la información de fondo. El filtro hace hincapié en la información de una partícula en la imagen, y suprime información de baja frecuencia en las mismas.
- **Intensity capping:** El método PIV asume que todas las partículas dentro de un área de interrogación tienen el mismo movimiento. Esto no es del todo correcto en la realidad. Por ejemplo, partículas brillantes o puntos brillantes dentro de un área de estudio contribuirán a una mayor señal de la correlación. El filtro de limitación de intensidad evita este problema. Se selecciona un límite superior de la intensidad en escala de grises, y todos los píxeles que superan el umbral se sustituyen por este límite superior.

4.2.3 Evaluación de imágenes

Una de las partes más importantes del análisis PIV es la correlación cruzada (*cross correlation*). Con esta correlación se obtienen los vectores de desplazamiento entre las diferentes áreas de interrogación de un par de imágenes. En esencia, la correlación cruzada es una técnica de coincidencia de patrones estadísticos que trata de encontrar dentro del área de búsqueda de la segunda imagen el patrón de las partículas del área de interrogación de la primera imagen. Para ejecutar esta técnica estadística, PIVlab realiza una función de correlación cruzada discreta [72]:

$$C(m, n) = \sum_{i,j} A(i, j) B(i - m, j - n) \quad (26)$$

donde los índices i y j recorren el área de interrogación de la imagen A y los índices m y n representan desplazamientos de esta área de interrogación dentro del área de búsqueda de la imagen B.

La ubicación del pico de intensidad en la matriz de correlación resultante C establece la posición más probable de las partículas del área de interrogación de A en el área de búsqueda de B. PIVlab implementa dos enfoques para resolver la ecuación 26: DCC y DFT.

- **Correlación cruzada directa (DCC):** Calcula la matriz de correlación en el dominio espacial. En DCC, las áreas de interrogación pueden tener dos tamaños diferentes. Cuando B (Área de búsqueda) se elige dos veces mayor que A (Área de interrogación), un desplazamiento de partícula de hasta la mitad del tamaño de A no dará lugar a ninguna pérdida de información y proporciona una matriz de correlación fiable con bajo nivel de ruido. El inconveniente que presenta este enfoque es un elevado costo computacional.
- **Transformada discreta de Fourier (DFT):** Este enfoque utiliza las zonas de interrogación y búsqueda de tamaño idéntico; por tanto, todo el desplazamiento de partícula induce una cierta pérdida de información, que puede ser observado por la creciente cantidad de ruido de fondo en la matriz de correlación. Este ruido de fondo complica la detección del pico de intensidad y disminuye la precisión. Por tanto, es aconsejable reducir el desplazamiento alrededor de un cuarto de la superficie del área de interrogación, con el fin de mantener el ruido de fondo en la matriz de correlación baja.

4.2.4 Post-procesamiento

El procesamiento posterior de los datos PIV es una de las herramientas más importantes de PIVlab, con esta herramienta se pueden obtener resultados más fiables. Un método básico para filtrar los valores atípicos de la velocidad (*“spurious vectors”* o *“falsos vectores”*), consiste en elegir los límites de velocidades aceptables de forma manual. Estos límites de velocidad también se pueden determinar semi-automáticamente por la comparación de cada componente de la velocidad con un umbral inferior y un umbral superior (v_i y v_s) con respecto a la desviación estándar de la distribución de velocidades:

$$v_i = \bar{u} - n * \sigma_u \quad (27)$$

$$v_s = \bar{u} + n * \sigma_u \quad (28)$$

donde \bar{u} es la velocidad media y σ_u la desviación estándar de u . El valor definido por el usuario (n) determina el rigor de este filtro. El valor $n=7$ es el sugerido por el manual.

4.3 VALIDACIÓN DE LA TÉCNICA PARA TRANSPORTE DE AGENTE DE SOSTÉN

En esta sección mostraremos un ejemplo en el que utilizamos la técnica de PIV para extraer el campo de velocidades de una fractura plana.

4.3.1 Preparación del fluido

Se utiliza arena premium como agente de sostén y agua como fluido de transporte. Las características de la mezcla se encuentran en la tabla 12. La granulometría declarada por el fabricante fue verificada usando un tamizador electrónico ZONYTEST LR2006 que se muestra en la Fig. 37(a) y mallas de acero inoxidable verificadas según norma ASTM E11.

Propiedad	Valor
Malla	30-70
Tamaño promedio (μm)	400
Densidad aparente (kg/m^3)	1.520
Concentración de la mezcla (kg/l)	0,24
Cantidad Proppant (kg)	5
Cantidad Agua (l)	20

Tabla 12: Propiedades del fluido utilizado.

4.3.2 Captura de imágenes

Para desarrollar la técnica PIV es fundamental garantizar una buena calidad en las imágenes. El equipo que se utilizó para las filmaciones fue una cámara de alta velocidad

Optronis CR3000 que cuenta con las características listadas en la tabla 13. Se utiliza trípode Manfrotto con un cabezal adecuado que permite una fácil regulación en todos los ejes. Se usa una lente angular marca Sigma de 20 mm F1.4 con la finalidad de captar el tamaño total de la celda. En la Fig. 37(b) se muestra una imagen del equipo. Para iluminar la celda se utilizan dos reflectores LED de 250 W (22500 lúmenes) cada uno y paraguas difusores logrando así una iluminación uniforme en toda la superficie de la celda (ver Fig. 37(c)). Se utilizan géneros de color negro mate alrededor de la celda para evitar reflejos. En la Fig. 37(d) se muestra el montaje final. La cara posterior de la celda es cubierta con una lámina de color verde para realzar el contraste entre el fondo y el agente de sostén.

Propiedad	Valor
Resolución máxima (pixel)	1696 x 1710
Fotogramas máximo (fps)	543
Sensor	Scan CMOS
Área activa (mm)	13.57 x 13.68
Dimensión diagonal del sensor (mm)	13.27
Montaje de lente	Nikon F

Tabla 13: Propiedades de la cámara Optronis CR3000.

Es importante notar que en nuestro caso es innecesario el uso de partículas trazadoras ya que las mismas partículas de agente de sostén permiten observar su desplazamiento. Si bien estas partículas son de tamaños sub-píxel, en nuestros experimentos el contraste producido por las heterogeneidades de concentración es suficiente para detectar desplazamientos.

Por otro lado, dado que la geometría de la celda es casi bidimensional, no es necesario el uso de una hoja de láser para capturar un único plano del sistema. El procedimiento de PIV es aplicado directamente sobre imágenes simples del plano de la celda experimental. Este enfoque ha sido anteriormente usado con éxito en el estudio de materiales granulares [69].

4.3.3 Parámetros PIVlab

En la Fig. 38 se muestra la ventana principal de control de PIVlab. Los cuadros a ser comparados para el cálculo de desplazamientos se crean siguiendo la secuencia 1-2,2-3, etc. para generar un análisis detallado del experimento de modo que el desplazamiento observado entre dos cuadros analizado sea pequeño.

Para optimizar el cálculo del PIV se selecciona una región de estudio, enfocando el cálculo sólo en el área de la celda, reduciendo así el tiempo de análisis. Para ello se seleccionó un área que cubra toda la celda con un límite cercano a los bordes del refuerzo metálico.

Se probaron distintos tipos de pre-procesos con los que cuenta PIVlab para mejorar las imágenes y se decidió no utilizar ninguno de ellos. La iluminación y la cámara con la que fue adquirido el video da un excelente resultado, por lo que no resulta necesario el uso de pre-procesos. La variable más importante para la precisión del método es el área de interrogación. PIVlab permite realizar distintas áreas de interrogación en un mismo



Figura 37: Imágenes de los equipos utilizados.

análisis, logrando un mejor mallado que garantiza una mayor precisión. Se recomienda realizar primero un mallado con áreas grandes de interrogación, lo que permite reducir el mapa de vectores y luego utilizar áreas mas pequeñas para aumentar la precisión del análisis. Se escogió el área haciendo varias iteraciones hasta llegar al tamaño óptimo que cumpla con lo dicho anteriormente. Se utiliza primero un área de 128 píxeles y luego otra de 64 píxeles.

Se usó DFT para una mayor velocidad de cálculo de la correlación cruzada. Al utilizar dos áreas de interrogación, se asegura la efectividad del método. La calibración de los resultados obtenidos es de forma directa. Se selecciona una longitud conocida (por ejemplo alto de la celda) y se hace la calibración entre píxeles y mm.

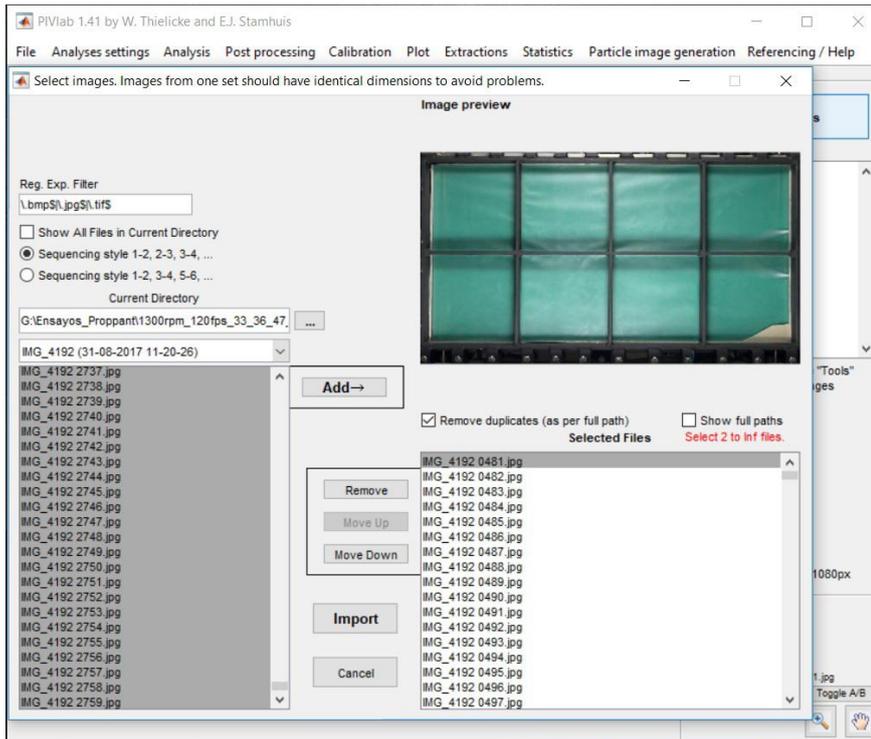


Figura 38: Captura de pantalla de ventana de inicio PIVLab

Después de finalizar el análisis, en cada fotograma se puede observar el mapa de vectores. En este se puede ver la trayectoria de los desplazamientos y cuantificar el valor de sus componentes (ver Fig. 39). A modo de ejemplo, utilizando la herramienta *extract parameters area* del post-procesamiento de PIVlab, se selecciona un área de interés y de esta área se calcula el valor medio de todos los vectores que se encuentren dentro. De esta forma, puede obtenerse la velocidad promedio por cada fotograma.

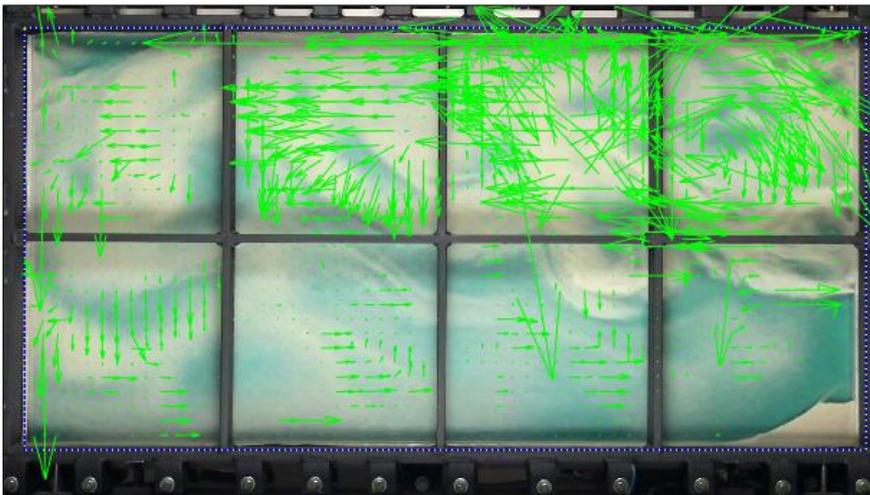


Figura 39: Campo de velocidad para un ensayo usando Arena Premum 30/70.

4.3.4 Validación

Con el fin de validar el cálculo del campo de velocidades obtenido usando PIV, se realizaron cinco experimentos con el fluido descrito en la sección 4.3 usando diferentes caudales de bombeo. Mediante el caudalímetro instalado en el ingreso del casing se midió el caudal instantáneo que pasa por la tubería para cada ensayo. Para la adquisición de datos del caudalímetro se usó un conversor analógico/digital NI. Con las fotografías procesadas mediante PIV se puede medir la velocidad media de partículas de cada fotograma.

El caudal en cada fotograma será:

$$Q = V_x * (e * h), \quad (29)$$

dónde V_x es la coordenada x de la velocidad en m/s obtenida por PIV, e es la separación entre placas de la celda y h es la altura de la celda.

En la Fig. 40 puede observarse el cálculo de caudal medio instantáneas para el caudal máximo utilizado (100 l/min). La media fue calculada sobre todas las áreas de interrogación de la imagen. La velocidad media es aproximadamente de 0,372 m/s coincidente, según vimos en el capítulo 2, con la velocidad en una fractura real.

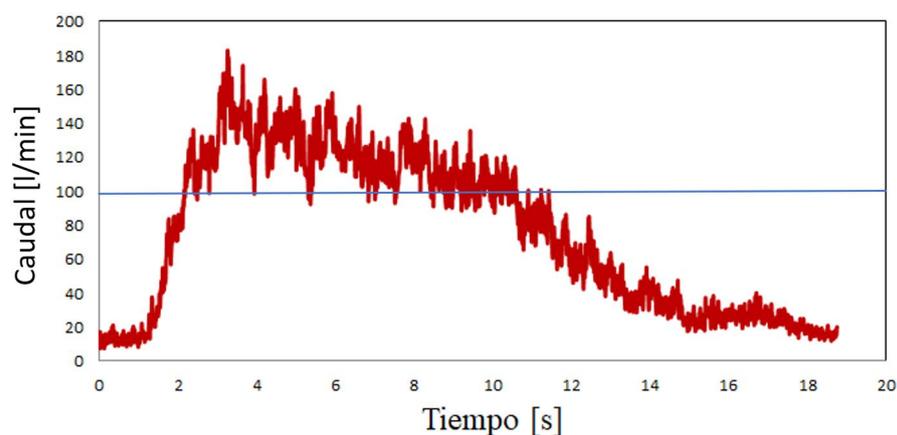


Figura 40: La curva en color rojo corresponde a los caudales medios instantáneos obtenidas por PIV. En azul, caudal de 100 l/min.

Como puede verse en la Fig. 40, existe un crecimiento inicial de la velocidad media, seguido de una meseta y una caída suave sobre el final del experimento. Durante el primer segundo, existe flujo de agua ya establecido y estacionario en la celda. Sin embargo, no se detectan desplazamientos usando PIV dada la ausencia de partículas que provoquen el contraste necesario para captar los desplazamientos. Por este motivo es que la curva parte de una velocidad media nula. A partir del segundo 10 y hasta terminar el ensayo cae la velocidad debido a la formación de la duna del material granular dentro de la celda, nuevamente no se detectan desplazamientos.

En la tabla 14 se muestran los ensayos realizados y la comparación con los datos obtenidos del caudalímetro. Cómo puede observarse, los resultados obtenidos a través de la técnica PIV son muy satisfactorios. Si comparamos los mismos con los datos obtenidos del caudalímetro, hay un error máximo del 5 %.

Nro. Ensayo	Velocidad PIV [m/s]	Caudal PIV [l/min]	Caudalímetro [l/min]	Error [%]
1	0.372	102.31	100.00	2.31
2	0.321	92.42	91.70	0.79
3	0.275	84.12	83.40	1.53
4	0.238	68.65	72.20	4.92
5	0.208	60.00	61.00	1.64

Tabla 14: Comparación de la medida del caudal obtenida por el caudalímetro y la obtenida mediante el análisis de PIV.

Teniendo en cuenta los resultados obtenidos, podemos decir que es fiable el uso de la técnica PIV para el análisis de las velocidades de las partículas durante los experimentos de transporte de agente de sostén. Vemos que esta técnica tiene un gran potencial. En el siguiente capítulo mostraremos algunos resultados obtenidos para los casos de transporte de agente de sostén estudiados, donde utilizaremos PIV para analizar el patrón de flujo.

RESULTADOS Y DISCUSIONES

En este capítulo haremos un análisis del patrón de flujo y la forma en que se deposita el agente de sostén dentro de la fractura. Mostraremos la importancia que tiene la velocidad del fluido y la duración de proceso de estimulación hidráulica. También discutiremos sobre la extrapolación de los resultados en el modelo a escala a una fractura realizada en una operación de campo.

5.1 ESCALA DE LONGITUD Y TIEMPO

Como se explicó en el capítulo 2, la celda de laboratorio está escalada en dimensión 1:50 en el eje horizontal y vertical con respecto a la fractura de referencia. Sin embargo, la dimensión del espacio entre las caras de la fractura se mantienen a escala 1:1. Entonces, la sección transversal de la celda se reduce 50 veces con respecto a una fractura de campo. La tasa de bombeo se reduce 100 veces para conservar la velocidad media del fluido. Recordemos que sólo modelamos media ala de fractura por lo que el caudal requerido es la mitad que en el caso de modelar ambas medias-alas de fractura. Esto garantiza que los números de Reynolds dentro de la celda sean equivalentes a los observados en el campo.

Adicionalmente también se conservan otros números representativos adimensionales (como el número de Buoyancy, Shields, entre otros) al mantener la mezcla del fluido en ambos casos (ver Tabla 4).

En la dirección perpendicular al plano de la celda (espesor), las escalas de longitud se conservan. Sin embargo, en el plano xy (largo y alto de la celda) una sola partícula de agente de sostén cubre un área relativa de $50 \times 50 = 2500$ veces más que la misma partícula en la fractura de referencia. Por este motivo, la cantidad típica de fluido y agente de sostén necesarios para el modelo será 2500 veces más pequeño que en la operación de campo.

La fractura de campo y el modelo de laboratorio son cinéticamente similares; es decir, la relación entre la velocidad de fluido en dos puntos correspondientes (campo y modelo) es siempre la misma. Por lo tanto, la velocidad en las proximidades de las perforaciones del modelo coinciden con lo observado en el campo, y ocurre lo mismo en cualquier otro lugar de la celda. Sin embargo, en el eje horizontal y vertical las escalas de longitud se han reducido 50 veces. Como consecuencia, las escalas de tiempo ($T = L/V$) también se reducen 50 veces con respecto a la operación de campo. Esto significa que una operación completa que lleve en el campo unos 50 minutos, se logrará en 1 minuto en la celda de

laboratorio. Entonces, para poder comprender los efectos cinemáticos en un vídeo del experimento de laboratorio, en términos de escalas de fracturas reales, el registro debe reproducirse a una velocidad $1/50$.

5.2 PROTOCOLO

Como se describió en el capítulo 3, la celda consiste en dos placas paralelas de acrílico separadas por un marco de acero inoxidable. Esto permite realizar grabaciones de video de la celda durante cada experimento con una cámara digital a 120 cuadros por segundo con resolución Full HD. Después de que se detiene el bombeo y el agente de sostén se asienta por completo, se toma una imagen de 4032×3024 píxeles de resolución.

Para la ejecución de un ensayo, es necesario definir una serie de pasos. En primer lugar, se deben purgar la celda y las tuberías. Se abren las válvulas de purgue y se bombea agua a bajo ritmo a través de la celda hasta que esta se llene de agua. Se deben cerrar algunas válvulas del drenaje para que se eleve la presión dentro de la celda y el aire contenido pueda eliminarse a través de las válvulas de purgue. Este procedimiento se repite a una mayor tasa de flujo hasta que se logre llegar a la velocidad de bombeo deseada para el experimento y que no exista aire visible en la celda. Luego se cierran las válvulas de purgue y se abren las válvulas del drenaje. En este momento se encuentra el sistema a un caudal constante, lo que puede comprobarse utilizando el caudalímetro y los transductores de presión.

En segundo lugar, debe prepararse la mezcla para la fractura. Se coloca el fluido y el agente de sostén dentro del mezclador, con su válvula de salida cerrada. Se inicia el motor del mezclador y se establece una frecuencia baja pero que garantice que la mayoría del agente de sostén se mantenga en suspensión. Para arenas naturales de malla 30/70 típicamente 20 rpm son suficientes. Se coloca la proporción deseada del material a través de la boca de carga del mezclador. En algunos experimentos, se debe agregar agente de sostén durante el bombeo ya que la capacidad del mezclador es limitada.

En tercer lugar, configuramos el caudal en el variador de frecuencia de la bomba peristáltica al valor deseado. El amortiguador de flujo, con su válvula de aislamiento cerrada, se presuriza a la presión calibrada requerida para la velocidad de flujo elegida.

Finalmente, la bomba se enciende, bombeando solo agua por alrededor de 10 s. Luego, se abre la válvula de aislamiento del amortiguador de flujo y se deja estabilizar (aproximadamente 5 s). En este momento, se abre la válvula neumática del mezclador para que todo el material de fractura pueda ingresar a la celda. Después de que todo el volumen de la mezcla ingresa a las tuberías del equipo, se invierten las válvulas neumáticas nuevamente para bombear más agua a través de la tubería y asegurarse que no quede mezcla dentro. Una vez que se observa que todo el agente de sostén ingresa a la celda, se detiene la bomba.

La grabación del ensayo se inicia justo antes del ingreso del agente de sostén y se detiene cuando quedan depositadas todas las partículas. Dependiendo del caudal y la cantidad de material inyectado, el tiempo del experimento varía entre 12 y 100 segundos. Escalando a las operaciones de campo, esto corresponde a 10 y 83 minutos.

5.3 AGENTES DE SOSTÉN

Todos los experimentos se llevaron a cabo utilizando arena premium como agente de sostén (malla 30/70) cuya densidad aparente es 1520 kg/m^3 . La concentración del material usada en la mezcla fue $0,5 \text{ kg/l}$ (aproximadamente $2,0 \text{ lb/gal}$).

Hemos variado la velocidad de flujo y la cantidad total de mezcla inyectada. Las características relevantes para cada experimento se enumeran en la tabla 15. El caudal más bajo que usamos fue 61 l/min y la tasa de flujo más alta 100 l/min (escalado a la operación del campo de referencia, corresponde a 40 BPM y 62 BPM respectivamente).

Nro. Ensayo	Caudal [l/min]	Agente de sostén [Kg]	Agua [l]
1	61	5	20
2	61	10	40
3	61	15	60
4	61	20	80
5	61	25	100
6	72.2	5	20
7	72.2	10	40
8	72.2	15	60
9	72.2	20	80
10	72.2	25	100
11	83.4	5	20
12	83.4	10	40
13	83.4	15	60
14	83.4	20	80
15	83.4	25	100
16	91.7	5	20
17	91.7	10	40
18	91.7	15	60
19	91.7	20	80
20	91.7	25	100
21	100	5	20
22	100	10	40
23	100	15	60
24	100	20	80
25	100	25	100

Tabla 15: Caudal de bombeo y cantidad total de agente de sostén y agua utilizados en cada experimento.

5.4 PATRÓN DE FLUJO

La Fig. 41 muestra una serie de fotos instantáneas que permiten apreciar el patrón de flujo de un ensayo experimental. Para este caudal en particular (61 l/min), son evidentes algunas de las características ya descritas en la literatura. Por ejemplo, el agente de sostén se asienta durante el bombeo y se forma una duna [35]. Además, también se puede observar que parte del agente de sostén inyectado más tarde parece superar la duna inicial y se deposita más profundo en la fractura [35,38,41].

Se puede apreciar en las imágenes que el patrón de flujo es muy complejo, presentando varios vórtices que en parte se deben a las perforaciones por las que se inyecta el fluido.

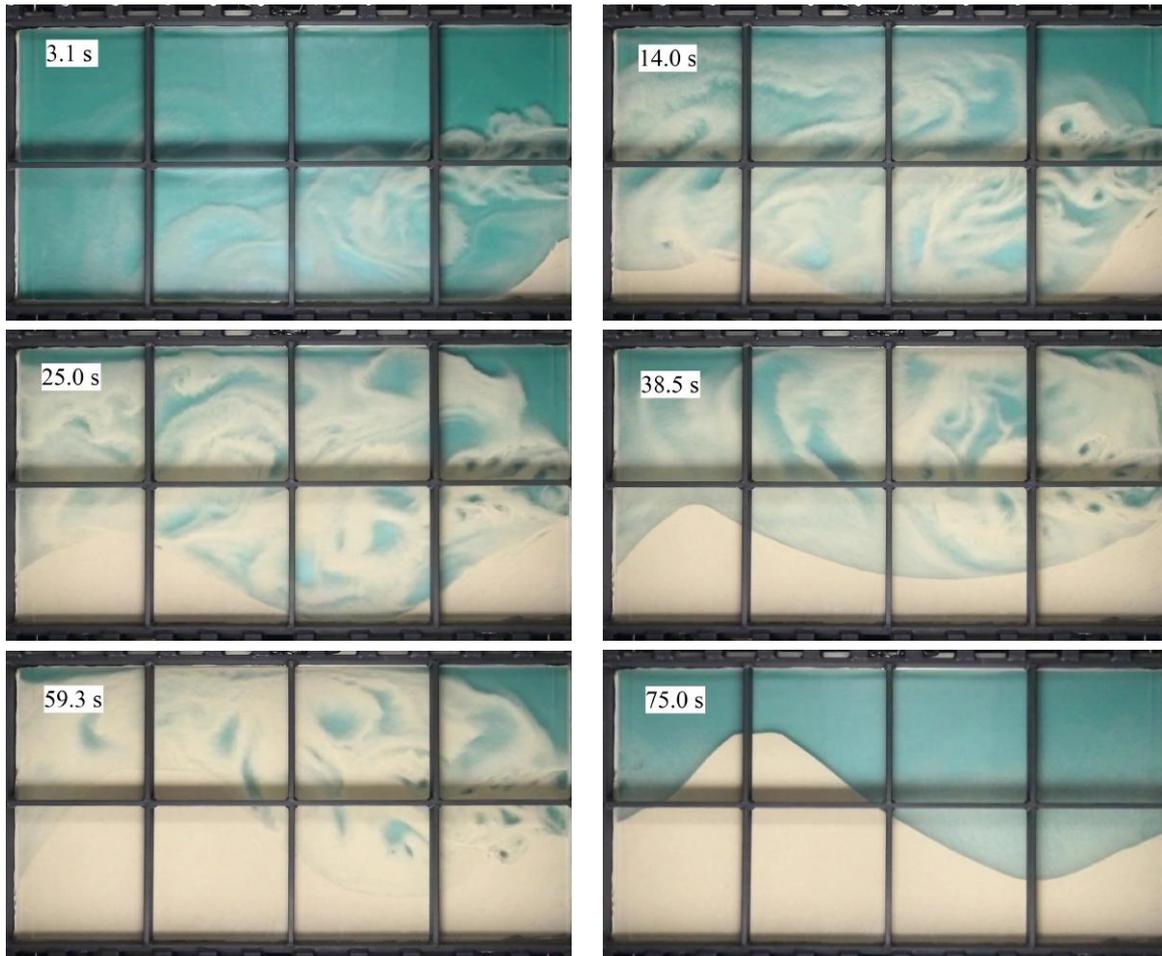


Figura 41: Imágenes instantáneas de un ensayo utilizando flujo de 61 l/min. Se utilizaron 25 kg de arena premium 30/70. La duración total corresponde a un ensayo de 83 min. en el campo. Los dos puntos de inyección se encuentran sobre el lado derecho de la celda y los orificios de salida sobre el lado izquierdo.

El mismo ingresa a gran velocidad por una sección pequeña (dos perforaciones circulares de 6 mm de diámetro) y luego pasa a una sección mayor (rectangular de 0.8 m de largo x 0.006 m de alto). Estos vórtices están activos a lo largo de toda la celda.

Por otro lado, se observa una clara recirculación a lo largo de todo el borde superior de la celda y en la parte inferior sobre la esquina derecha. No vemos un perfil claro de flujo homogéneo. Tal perfil homogéneo podría desarrollarse aguas abajo, pero nuestra celda no es lo suficientemente larga como para capturar este fenómeno.

Dado que nuestra celda y perforaciones fueron diseñadas para lograr una similitud cinética, esperamos que un patrón de flujo similar esté presente en una operación de campo real. Esto significa que, típicamente, para una fractura de 40 m de altura, el patrón de flujo es bastante complejo, al menos durante los 80 m iniciales de la longitud considerando una fractura plana. Debido a los vórtices, la velocidad del fluido está muy por encima de la velocidad de flujo promedio en varias regiones, lo que lleva a una erosión de arena más fuerte de lo que se puede esperar asumiendo un flujo homogéneo.

5.5 FORMA Y POSICIÓN DE LA DUNA

La Fig. 42 muestra la duna final depositada después de inyectar 25 kg de agente de sostén a diferentes caudales. Esto es equivalente a una operación de campo de aproximadamente 83 min. para la tasa de bombeo más baja estudiada (o 50 min para la más alta). En la imagen inferior derecha de la misma Fig. 42 se muestran los perfiles de dunas extraídos para su comparación. Como podemos ver, cuanto menor es la velocidad de bombeo, mayor volumen ocupa la duna depositada en la celda.

Para las altas velocidades de flujo, la mayoría del agente de sostén se desplaza más allá de los límites de la celda a través de las perforaciones de salida. Como es de esperar, la duna depositada se coloca más cerca de las perforaciones de entrada a medida que se reduce la velocidad de flujo utilizada. Sin embargo, los grandes vórtices en la celda tienden a lavar la primera mitad de la longitud, dejando solo un pequeño banco de arena al lado del *casing* gracias a una región de baja velocidad en el lado inferior derecho de la celda. Es importante mencionar que el pequeño banco (de aproximadamente 20 cm de altura) observado a altas tasas de bombeo (compatible con 60 BPM) corresponde a una altura de 10 m en el campo.

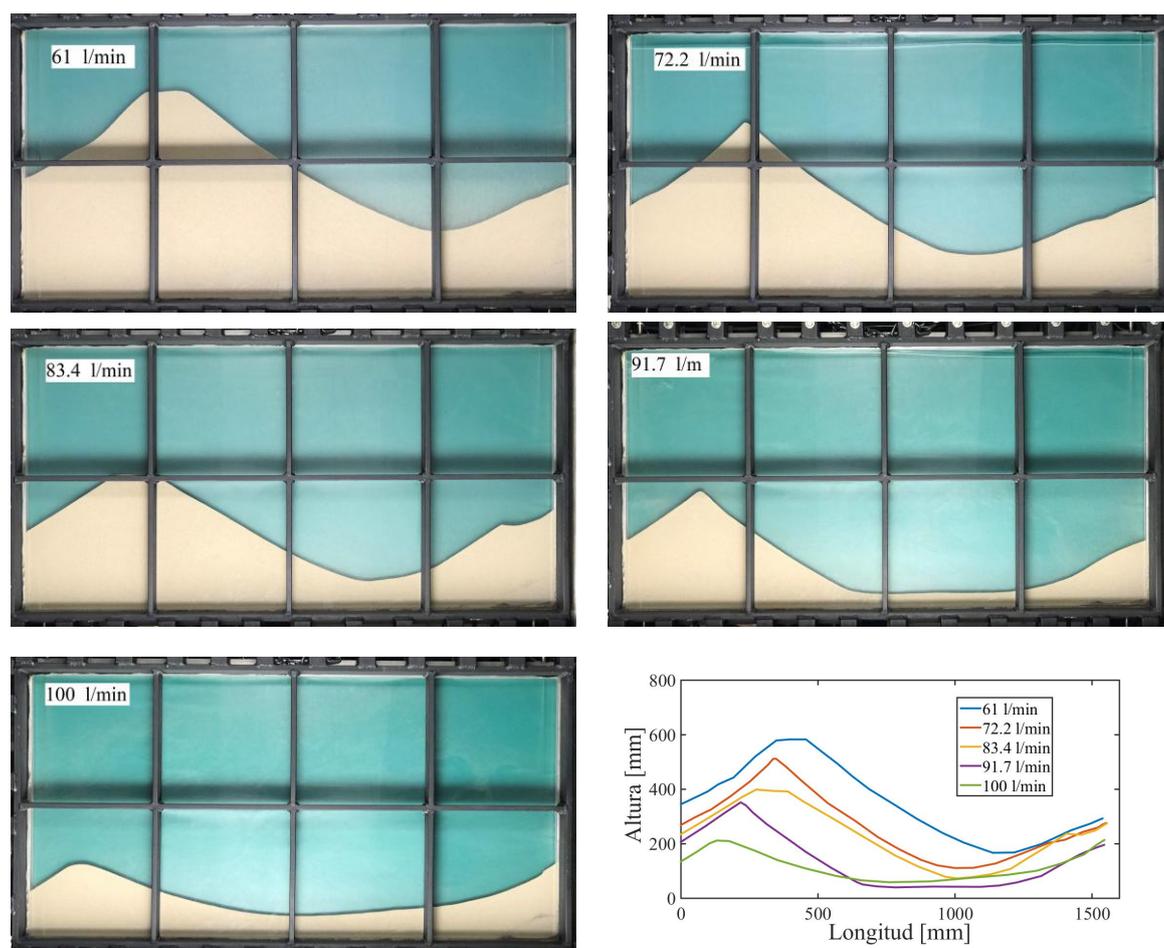


Figura 42: Imágenes de la duna depositada para diferentes caudales utilizando 25 kg de agente de sostén. La figura de abajo a la derecha compara el perfil final de las cinco dunas.

En la Fig. 43, presentamos imágenes de la duna final después de haber inyectado diferentes cantidades de agente de sostén usando la tasa de flujo más baja (61 l/min). La inyección de una pequeña cantidad de agente de sostén no genera duna, sino una cama de arena en la base. Debido a los vórtices cerca del casing, el agente de sostén no se asienta realmente durante el experimento. Después de cesar la inyección, la arena suspendida se asienta de manera bastante homogénea en la celda. Si la cantidad inyectada es mayor, la arena se asienta parcialmente durante la fase de inyección. Se forma una duna que crece hasta aproximadamente tres cuartos de la longitud de la celda. En términos de la fractura de referencia de campo, esto colocaría la cima de la duna a unos 60 m de distancia del pozo. La altura de la duna aumenta con la cantidad de agente de sostén.

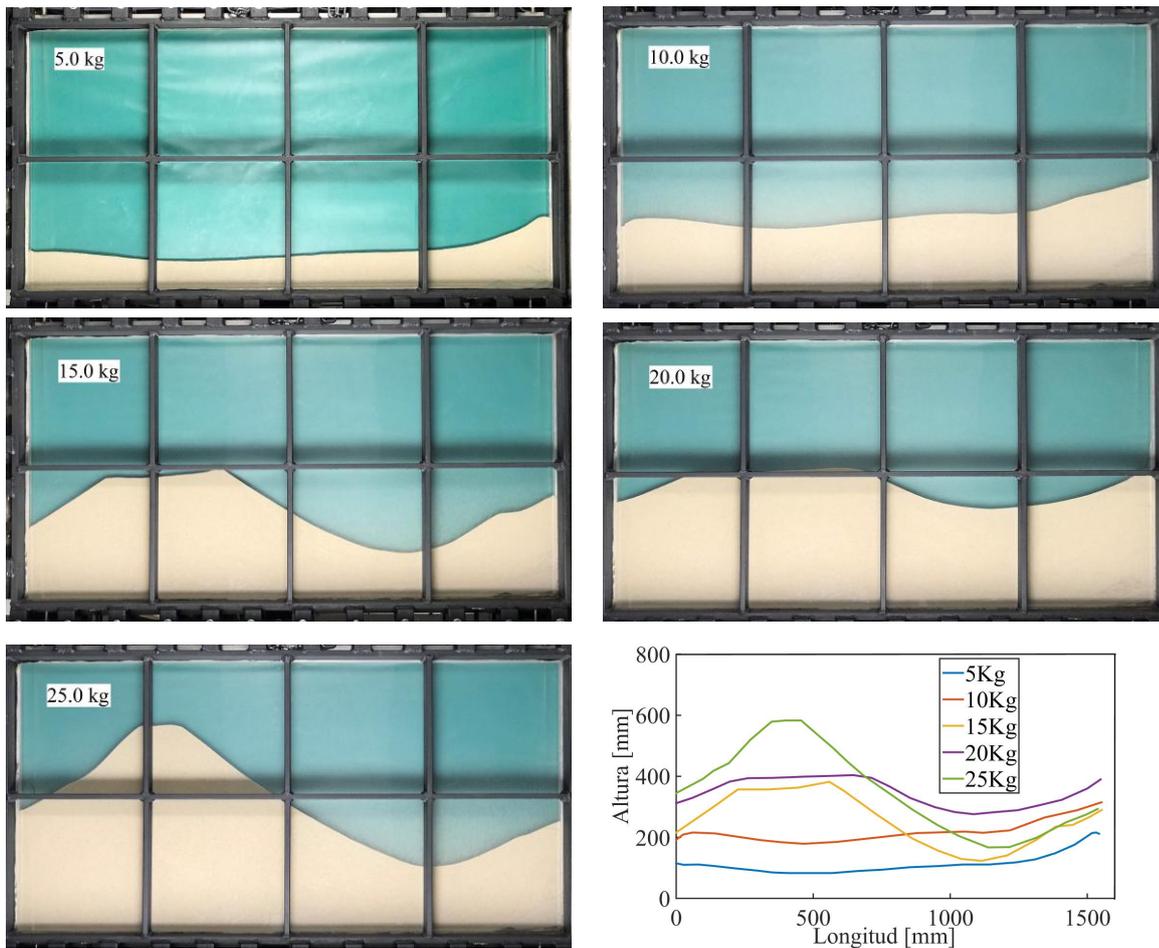


Figura 43: Imágenes de la duna depositada para diferentes cantidades totales de agente de sostén utilizando un caudal de 61 l/min. La figura de abajo a la derecha compara el perfil de cada una de las dunas.

Curiosamente, un vórtice cerca de los puntos de inyección erosiona el lecho de arena y agita el área cercana al pozo. De hecho, inyectar una cantidad moderada de agente de sostén parece ser beneficioso para evitar una región sin empaquetar cerca de las perforaciones. Puede observarse en los perfiles de la Fig. 43 que utilizar 20 kg de agente de sostén resulta adecuado para evitar este tipo de problemas.

5.6 ÁREA SOSTENIDA

A pesar de las diferentes formas de dunas y posiciones observadas en los experimentos, un parámetro clave para evaluar la calidad de una operación es el área total de la fractura apuntalada de manera efectiva. Es decir, el área que se mantendrá abierta con buena conductividad en el proceso de estimulación. En la Fig. 44 mostramos la fracción del área total de la celda cubierta por agente de sostén en función del caudal.

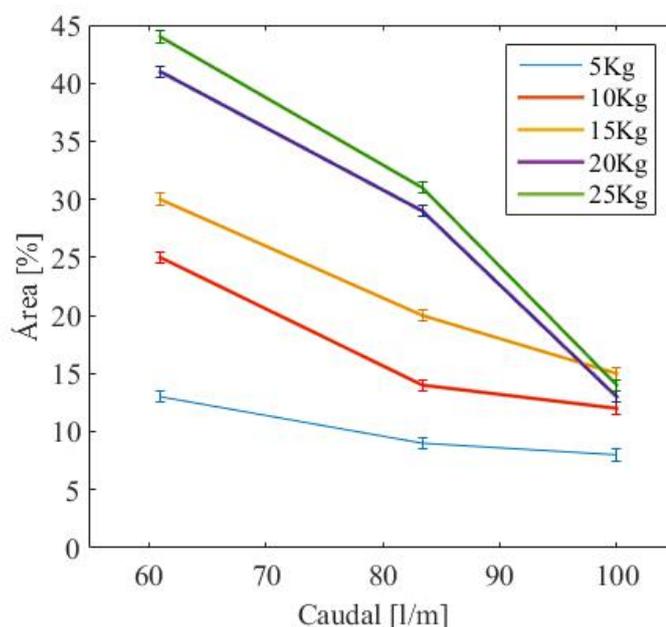


Figura 44: Fracción del área de la celda ocupada por la duna depositada en función del caudal para diferentes cantidades totales de agente de sostén inyectado.

Como se puede esperar, cuanto mayor sea la velocidad de flujo, menor será el área ocupada. Sin embargo, el agente de sostén que salió de la celda a través de las perforaciones de salida está apuntalando efectivamente las partes más profundas de la fractura en una operación real. Los valores informados aquí son de hecho una indicación del área apuntalada en los primeros 80 m de la longitud de la fractura.

La Fig. 45 representa el área total de la fractura ocupada en función de la cantidad total de agente de sostén inyectado. Se puede observar que a caudales pequeños, mientras mayor sea la cantidad de agente de sostén que se inyecte, mayor será el material empaquetado dentro de la fractura. Sin embargo, a medida que se aumentan los caudales de inyección, este aumento del área ocupada es leve y se satura rápidamente para las tasas de inyección más altas. Esto indicaría que al bombear a 60 BPM, la cantidad de arena depositada en los primeros 80 m de la fractura es pequeña e independiente de la duración de la operación en campo.

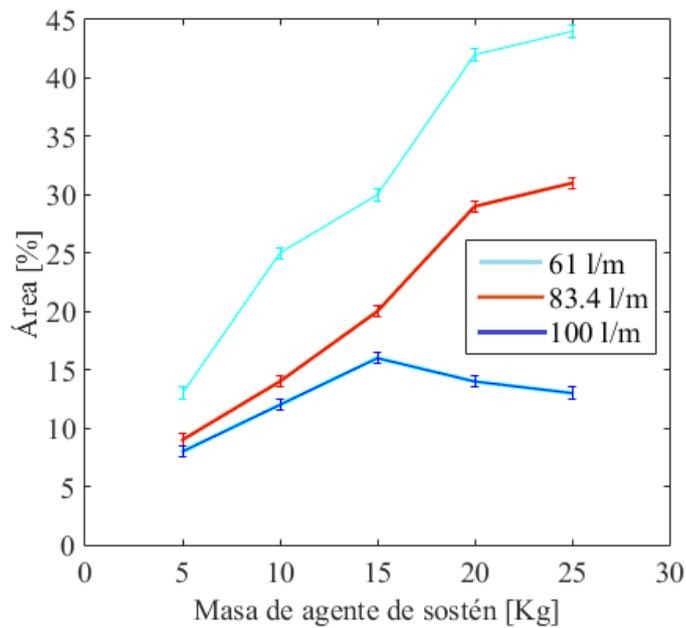


Figura 45: Fracción del área de la celda ocupada por la duna en función de la cantidad de agente de sostén bombeado para diferentes caudales de bombeo.

5.7 RESULTADOS PRELIMINARES PIV

En esta sección presentamos sólo resultados preliminares de la PIV. Esto en parte se debe a la complejidad que encontramos en los patrones de flujo y la dificultad para caracterizarlos cuantitativamente. Presentamos de todos modos mapas de velocidad y de vorticidad y discutimos cualitativamente las observaciones.

En la Fig. 46 mostramos los campo de velocidades obtenidos por PIV en los mismos instantes de las imágenes de la Fig. 41 durante el proceso de transporte de agente de sostén para el caudal más bajo estudiado. En la imagen hemos resaltado el perfil de la duna depositada con línea punteada en color blanca. Podemos observar varias características importantes. Primero, notamos que el patrón de flujo no es homogéneo, contiene flujos y contra-flujos a lo largo de toda la celda generando fuertes vórtices en las zonas contiguas a los punzados. Existen focos con altas velocidades del fluido. Segundo, la velocidad máxima del fluido inicialmente aumenta (ver Fig. 46 a y b) conforme ingresa el agente de sostén. Luego esta velocidad máxima encuentra un valor de equilibrio y más tarde tiende a 0 cuando se deposita el material granular (ver Fig. 46 f). También notamos que los focos de altas velocidades de flujo se encuentran localizadas en las zonas cercanas al punzado y a lo largo de la superficie de la duna. Este efecto se genera debido a que la velocidad media se mantiene constante a lo largo de toda la celda. A medida que se deposita agente de sostén, se reduce la sección transversal disponible para el flujo efectivo y por lo tanto aumenta la velocidad en la sección inmediata superior a la duna.

En las imágenes de la Fig. 47 mostramos el campo de vorticidad instantáneo obtenido por PIV para los ensayos realizados con los caudales: 61 l/min, 72.2 l/min, 83.4 l/min,

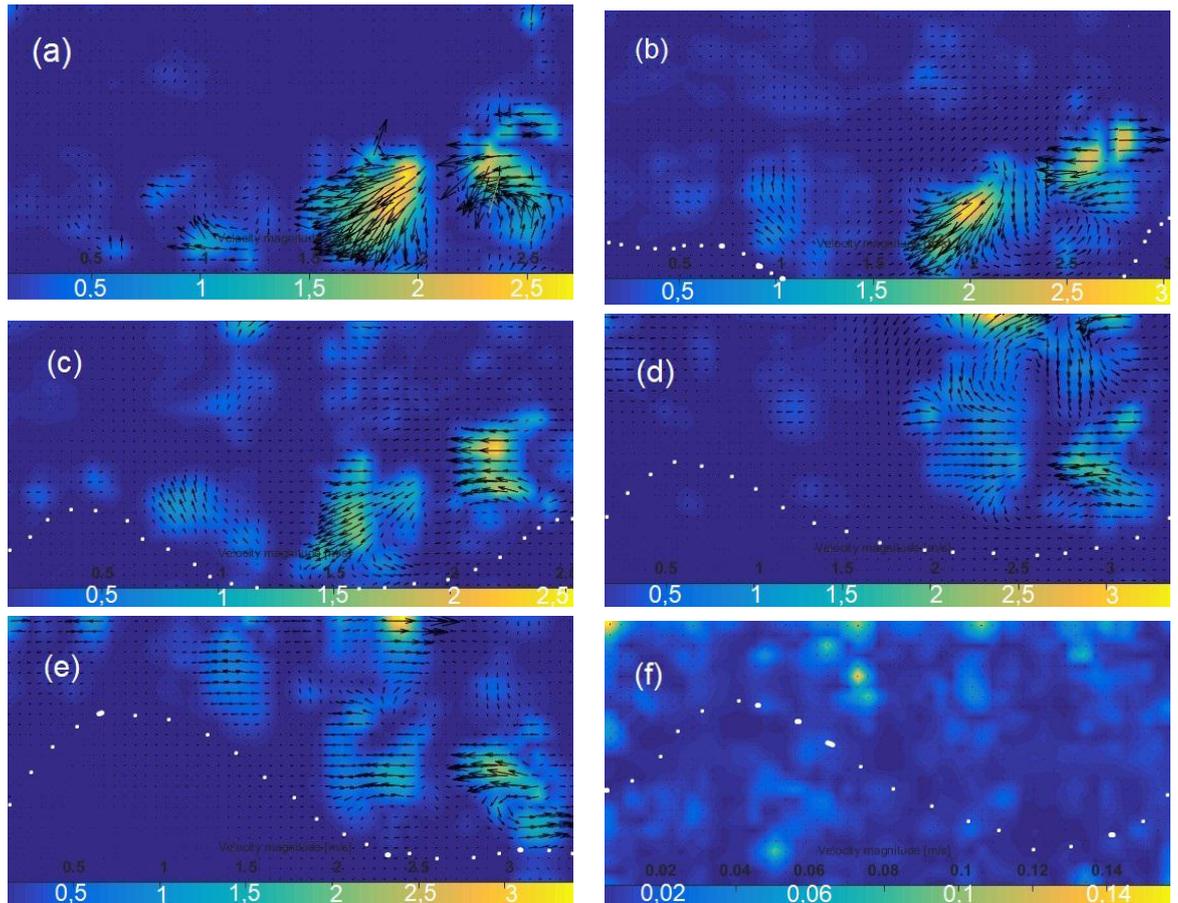


Figura 46: Campo de velocidades obtenidos por PIV para las imágenes de la Fig. 41. La escala de colores indica la magnitud del vector velocidad en m/s. Las flechas indican la magnitud y dirección del campo de velocidades. Las líneas punteadas en color blanco representan el perfil de la duna. Notar que en la imagen (f) la escala de velocidades es mucho más pequeña que las restantes.

91.7 l/min y 100 l/min. En todos los casos se utilizaron 25 kg de agente de sostén. La concentración de la mezcla usada fue 0,5 kg/l. Las imágenes instantáneas fueron tomadas para todos los ensayos en el primer tercio de tiempo total de la operación, de arriba hacia abajo: 25 s, 23 s, 20 s, 17 y 15 s. La vorticidad ω se la define como:

$$\vec{\omega} = \vec{\nabla} \times \vec{v}, \quad (30)$$

dónde \vec{v} es el campo de velocidades. En dos dimensiones $\vec{\omega}$ es un escalar. Su signo representa el sentido de rotación positivo horario o negativo antihorario.

Es importante destacar que los valores de vorticidad observados en la Fig. 47 presentan fuertes fluctuaciones en el tiempo. Hemos elegido solamente una imagen representativa. Podemos observar una gran cantidad de vórtices para todos los experimentos. Contrario a lo que podría esperarse, no se observa un claro crecimiento de la vorticidad a medida que aumenta el caudal. Estos fuertes vórtices afectan al flujo hasta llegar aproximadamente a la mitad de la celda. Esta medida representa unos 40 m de longitud en la operación de campo.

Podemos observar que los vórtices se desprenden formando pares horario y antihorario que parten desde la zona de los punzados. En el caudal menor, los vórtices siguen

una trayectoria descendente. Éstos vórtices “impactan” en la zona central del fondo de la celda erosionando el agente de sostén. Para caudales mayores, los pares de vórtices siguen una trayectoria ascendente. Debemos notar que este patrón en los vórtices evoluciona más tarde con la formación de una duna de gran porte dentro de la celda.

5.8 DISCUSIÓN

En este capítulo hemos analizado tres características del transporte del agente de sostén: El patrón de flujo, la forma en que se deposita la duna (variando caudal y cantidad total de la mezcla) y la fracción del área ocupada.

Uno de los fenómenos importantes que encontramos es la gran cantidad de vórtices que se puede observar en el experimento. Esto en la práctica significa que existen zonas del flujo con velocidades muy por encima de la velocidad promedio del flujo, lo que lleva a una erosión de la arena muy superior a la esperada en general por los diseñadores de protocolos de estimulación y a la mencionada por otros autores [31, 35, 38, 39]. Este fenómeno sólo es descrito de forma parcial anteriormente en el trabajo de Liu [44]. Liu reporta vórtices solo en la parte inicial de la celda. Creemos que nuestra celda está más afectada por la turbulencia debido a que las velocidades de entrada en los punzados son siete veces mayores y la altura de nuestra celda es el doble que en la celda utilizada por Liu. Una característica importante adicional en el patrón de flujo, es el posicionamiento de las perforaciones de entrada. En nuestro caso, hemos colocado las perforaciones en una posición central con respecto a la fractura. Una ubicación diferente puede conducir a una configuración diferente de los vórtices que pueden cambiar el transporte del agente de sostén en gran medida. Todo el proceso parece estar muy determinado por esta configuración de vórtices. Un estudio de simulación del efecto de la colocación de la perforación para las etapas iniciales de la operación se puede ver en el trabajo de Baldini y colaboradores [73].

Con respecto a la deposición final del agente de sostén, también encontramos grandes diferencias con los resultados reportados por otros autores. La formación de la duna está fuertemente ligada a la velocidad media del fluido y en menor medida a la cantidad de agente de sostén utilizada. En este caso, vemos varios puntos a distinguir respecto al de otros dispositivos experimentales.

En primer lugar, nuestro análisis y diseño experimental se basa en una fractura de tipo vertical de dimensiones 40 m de altura, 80 m de longitud y 0.006 m de espesor. Estas medidas corresponden a un pozo en particular de Vaca Muerta, cuenca neuquina (Argentina). Las fracturas en que basan los cálculos los demás grupos que trabajan experimentalmente en el transporte de agente de sostén en la literatura corresponden a fracturas ubicadas en Estados Unidos (ver por ejemplo [18, 28, 32, 35, 44, 48]). Si bien los sistemas petroleros son del tipo no convencional, las fracturas tienen diferentes características, entre ellas las dimensiones. Las formaciones no convencionales en varias cuencas de EEUU tienen espesores de 20 o 30 metros, mientras que en la formación Vaca Muerta un espesor medio ronda los 150 m, permitiendo la estimulación en fracturas de mayor altura. La fractura de mayor tamaño estudiada dentro de la literatura corresponde a una fractura de 20 m de altura. También cambian las dimensiones para la semejanza geométrica, en casi todos los casos la relación L/H es muy superior a la nuestra.

En segundo lugar, cómo explicamos en el capítulo 2, el número de Reynolds R_e es un número adimensional que mide el balance entre fuerzas de inercia y fuerzas viscosas en un fluido. El modelo de laboratorio y la fractura real de campo serán dinámicamente semejantes si R_e es el mismo en ambos. En nuestro caso, nos aseguramos que el número de Reynolds sea idéntico dentro de la fractura, pero además, realizamos el análisis de semejanza en el punzado. Este análisis no fue realizado por otros autores y creemos que es una de las características importantes por la cuál se encuentra una diferencia respecto al patrón de flujo y la posterior deposición del material.

Por último, la velocidad media en la fractura en nuestros experimentos es sensiblemente más alta que en la mayoría de los trabajos encontrados en la literatura. Si bien todos los autores parten desde un mismo marco teórico para realizar el análisis dimensional de la semejanza en la fractura, una vez resuelto dicho análisis se vuelve costoso y complejo la realización de un equipo experimental que cumpla con dichos requerimientos. Como se mostró en el capítulo 3 este tipo de dispositivos resulta de gran tamaño, costoso y complejo tanto desde el punto de vista económico como ingenieril. Por este motivo, en la gran mayoría de los dispositivos de transporte de agente de sostén que se encuentran en la literatura, se resuelve el desarrollo de equipos más pequeños con la contrapartida de una disminución importante en la velocidad media del fluido que conlleva un apartamiento de la semejanza dinámica deseada. Dichas velocidades son hasta 15 veces menores que las de nuestro equipo experimental. En un trabajo en el que se alcanza una velocidad similar a la nuestra [44], los autores concluyen que a la mayor tasa de bombeo, la arena se equilibra en forma de duna con una altura correspondiente a 8 m en el campo. Nosotros creemos que esto es así por que en aquel trabajo la brecha entre la duna y el techo de la celda es muy estrecha (3 m en la escala de campo). En efecto, para nuestra fractura que es de mayor altura (alrededor de 4 veces mayor), una tasa de bombeo alta nos impide llenar con agente de sostén al máximo toda la altura de la celda.

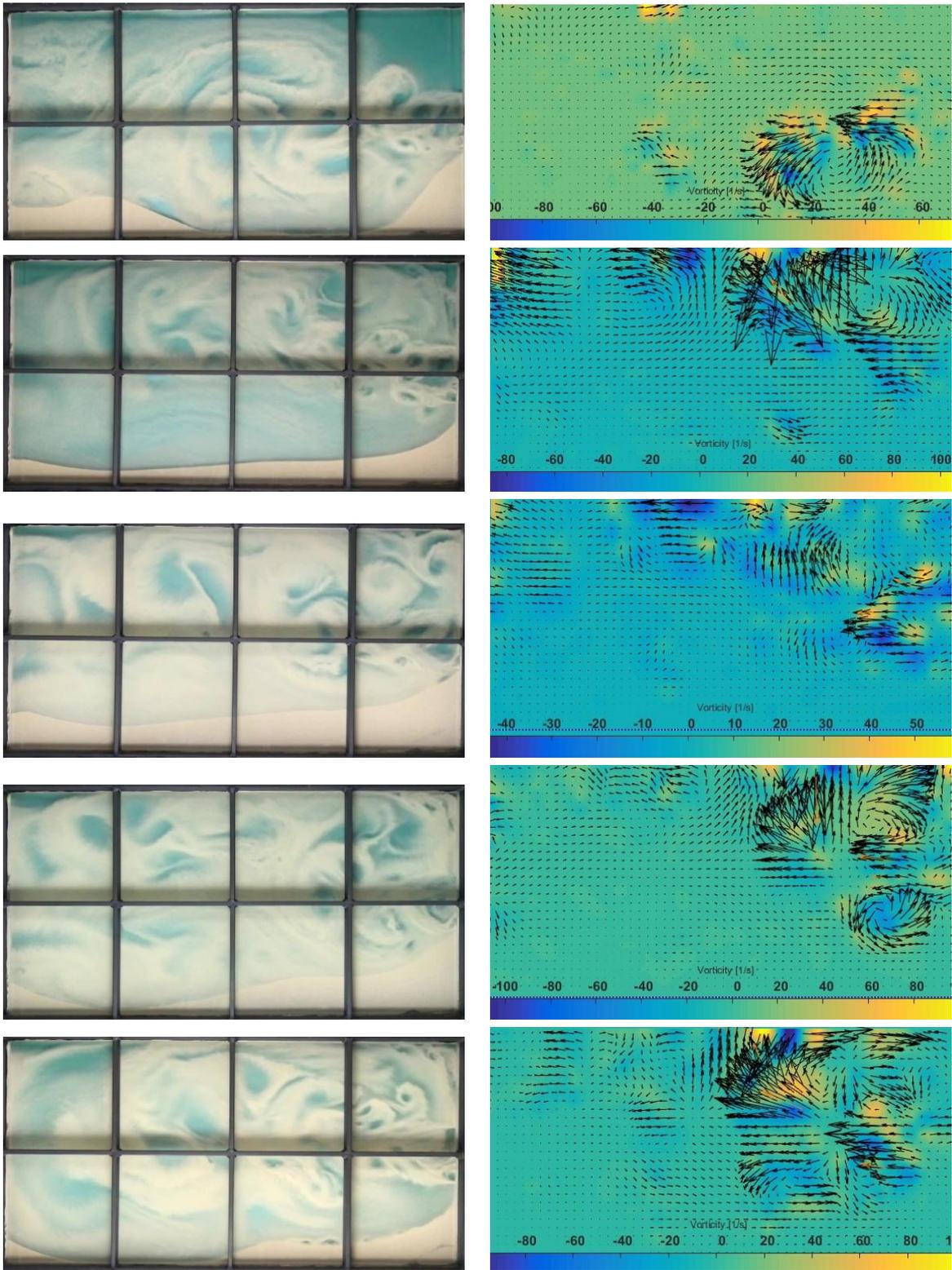


Figura 47: (Columna izquierda) Imágenes instantáneas de los ensayos realizados para (de arriba hacia abajo) 61 l/min - 25 s, 72.2l/min - 23 s, 91.7 l/min - 20 s y 100 l/min - 15 s. Estos instantes de tiempo corresponden al primer tercio de tiempo total del experimento para cada caudal. (Columna derecha) Perfil de vorticidad correspondiente. En amarillo se observan los vórtices sentido horario y en azul los de sentido antihorario. Las flechas representan los vectores velocidad.

CONCLUSIONES

6.1 SUMARIO

En esta tesis hemos estudiado el transporte del agente de sostén en una fractura vertical plana para un pozo vertical. Hemos considerado el patrón de flujo que se genera dentro de la misma y el efecto del caudal y cantidad total de la mezcla en la deposición final. Resultó importante el barrido de varias velocidades de flujo debido a que en los trabajos existentes en la literatura se trabaja con una velocidad media del fluido generalmente menor a la requerida por la semejanza dinámica y debimos reducir el caudal para poder realizar comparaciones con los resultados que se encuentran en la literatura (dentro de las posibilidades del equipo).

Uno de los puntos principales de este trabajo es el análisis dimensional utilizado. Este análisis fue explicado en el capítulo 2 y consiste en realizar primero una semejanza geométrica de la fractura para luego asegurar una semejanza dinámica en la fractura y en los punzados. Este último tiene gran importancia en los patrones de flujo y no ha sido desarrollado por otros autores.

A partir del análisis dimensional, desarrollamos los cálculos para el diseño, construcción y posterior ensayo hidráulico de comprobación de un equipo experimental que cumpla con los requerimientos necesarios para el estudio del transporte de agente de sostén. Este equipo se describió en el capítulo 3. Se parte desde el cálculo de presiones en el interior del dispositivo para luego calcular las deformaciones en las placas de la celda. Se propusieron diferentes modelos de refuerzos metálicos con el objetivo de reducir dichas deformaciones y se realizó una prueba hidráulica final para la comprobación de los cálculos.

Pudimos llevar a cabo la implementación de la técnica PIV para el estudio en el transporte de agente de sostén. Esta técnica desarrollada para la medición de desplazamientos por medio de imágenes se ha utilizado principalmente en el área de fluidos. Elegimos un software de acceso libre y una vez implementada dicha técnica, pudimos comprobar que las velocidades instantáneas arrojadas por la técnica PIV coincidían con los resultados obtenidos por el caudalímetro del equipo. La validación exitosa de esta técnica le da un gran potencial para el desarrollo de futuros estudios. A través del PIV puede obtenerse información dinámica importante sobre el transporte del agente de sostén. Algunas de las características que se pueden obtener son el campo de velocidades y vorticidad, entre otros.

En relación al patrón de flujo, pudimos observar que es muy complejo. Se observa que existen vórtices a lo largo de toda la celda. Estos vórtices están activos en todos los ensayos realizados independientemente de la cantidad de la mezcla y generalmente se encuentran localizados desde la parte media a la superior y sobre el extremo de ingreso de fluido a la celda. A medida que aumenta la velocidad media del fluido en la fractura, también se incrementa la vorticidad en el mismo. No vemos un perfil homogéneo. Dicho perfil homogéneo podría aparecer superados los 80 m de longitud en la fractura. Esto en la práctica podría significar que existen varias zonas muy por encima de la velocidad promedio del flujo, lo que llevaría a una erosión de la arena muy superior a la esperada en los modelos simples usados en operaciones de campo para predecir el transporte del agente de sostén.

Con respecto a la deposición del material, realizamos pruebas utilizando diferentes cantidades de agente de sostén usando la tasa de flujo más baja (61 l/min). La inyección de una pequeña cantidad de agente de sostén no genera duna sino una cama de arena en la base. Debido a los vórtices cerca del casing, el agente de sostén no se asienta realmente durante el experimento. Una vez que cesa la inyección, la arena suspendida se asienta de manera bastante homogénea en la celda. A medida que se inyecta una cantidad mayor de material, el experimento dura más y la arena logra asentarse parcialmente durante la fase de inyección. Se forma una duna a aproximadamente tres cuartos de la longitud de la celda. En términos de la fractura de referencia de campo, esto colocaría la cima de la duna a unos 60 m del pozo. La altura de la duna aumenta con la cantidad de agente de sostén inyectado.

Realizamos ensayos variando el caudal y en consecuencia la velocidad del fluido en la fractura. Pudimos observar que cuanto menor es la velocidad de bombeo, mayor es la duna depositada en la celda. Para altas velocidades de flujo, la mayoría del agente de sostén se desplaza más allá de los límites de la celda a través de las perforaciones de salida. Como es de esperar, la duna depositada se coloca más cerca de las perforaciones de entrada a medida que se reduce la velocidad de flujo utilizada. Sin embargo, los grandes vórtices en la celda tienden a lavar la primera mitad de la longitud de la celda, dejando solo un pequeño banco de agente de sostén cercano al pozo gracias a una región de baja velocidad en el lado inferior derecho de la celda. Es importante destacar, que con la máxima velocidad de flujo, la altura máxima de la duna depositada corresponde a 8 m de altura en el campo.

Por último, un parámetro clave que se utilizó para evaluar la calidad de una operación es el área total de la fractura ocupada de manera efectiva. En primer lugar, analizamos la fracción del área total de la celda cubierta por agente de sostén en función del caudal. Cuanto mayor es la velocidad de flujo, menor es el área ocupada dentro de la celda. Esto significaría que, en los 80 m de longitud que representa nuestra celda respecto a una fractura de campo, no se encuentra del todo conectada; para solucionarlo, podría ser conveniente el uso de caudales más bajos. Sin embargo, el agente de sostén que salió de la celda a través de las perforaciones de salida está llenando efectivamente las zonas más profundas de la fractura en una operación real. En segundo lugar, analizamos la fracción del área total de la celda cubierta por agente de sostén en función de la cantidad total de material inyectado. Observamos que a caudales bajos, mientras mayor sea la cantidad de agente de sostén que se inyecte, mayor será el llenado de la fractura. Sin embargo, a medida que se aumentan los caudales de inyección, el crecimiento de la duna es leve y se satura rápidamente para las tasas de inyección más altas.

6.2 PERSPECTIVAS

Como vimos, el transporte y la deposición final del agente de sostén en una fractura depende de la cantidad de material que se inyecta y la velocidad media del fluido. También discutimos y mostramos que el patrón de flujo es muy complejo y que existen grandes vórtices en la fractura. Estos vórtices generan una erosión de la arena y cambian la dinámica del transporte del agente de sostén. Un estudio detallado de estos efectos a través de la técnica PIV permitiría proponer diferentes tipos de velocidades de uso para una fractura en particular con el objetivo de predecir el comportamiento y la deposición del agente de sostén.

Queda pendiente para un futuro trabajo, el efecto de la rugosidad y tortuosidad en las paredes de la fractura. Este tipo de estudio sólo fue realizado por Kadhim [48]. Como pasa en la mayoría de los demás trabajos, utilizan velocidades muy bajas y creemos que en nuestro equipo podemos ver resultados comparables con los que ocurre en una operación de campo.

Resultaría de interés también realizar un estudio sobre la influencia de la viscosidad del fluido en el transporte y posterior deposición del agente de sostén. Como hemos explicado en el capítulo 1 existe una gran variedad de fluidos de fractura. Nuestros ensayos fueron realizados con agua. Hoy la industria en general trata de utilizar mayormente un gel lineal. Estos geles contienen, por ejemplo, agua + goma guar. Así se logra aumentar la viscosidad del agua, de una forma económica, aproximadamente 20 veces. También están los geles activados que contienen además diferentes metales de transición con el objetivo de reducir la movilidad de las moléculas y producir geles viscoelásticos. Poder realizar este tipo de estudio permitiría al equipo desarrollar experimentos completos, similares a los que se realizan en el campo con la posibilidad de estudiar una fractura modelo, realizar los análisis correspondientes y diseñar estrategias para un mejor control del transporte y colocación del agente de sostén.

También sería importante analizar fracturas con bifurcaciones. Los yacimientos no convencionales poseen una serie de fracturas secundarias que conforman una red de fracturas. Esto requiere de la construcción de otro equipo con esta capacidad que es parte de un trabajo en curso.

6.3 COMENTARIOS FINALES

Como hemos dicho en el inicio de esta tesis, el estudio en el transporte y la estabilidad del agente de sostén es un tema de vital importancia para el desarrollo del yacimiento petrolífero Vaca Muerta. Existe aún mucho por estudiar para comprender las propiedades y las leyes que los gobiernan. Esperamos que el trabajo realizado y las conclusiones alcanzadas en esta tesis resulten útiles para futuros trabajos en el área.

BIBLIOGRAFÍA

- [1] L. B. Magoon y W. G. Dow. The petroleum system: chapter 1: Part i - introduction. 1994.
- [2] <http://www.olmeca.edu.mx>.
- [3] M. N. Garcia, F. Sorenson, J. C. Bonapace, F. Motta, C. Bajuk, y H. Stockman. Vaca muerta shale reservoir characterization and description: the starting point for development of a shale play with very good possibilities for a successful project. Unconventional Resources Technology Conference (URTEC), 2013.
- [4] C. R. Clarkson, J.L. Jensen, y S. Chipperfield. Unconventional gas reservoir evaluation: what do we have to consider? *Journal of Natural Gas Science and Engineering*, 8:9–33, 2012.
- [5] D. D. Cramer. Stimulating unconventional reservoirs: lessons learned, successful practices, areas for improvement. En *SPE Unconventional Reservoirs Conference*. Society of Petroleum Engineers, 2008.
- [6] M. J. Economides y K. G. Nolte. *Reservoir stimulation*, volume 18. Wiley New York, 2000.
- [7] Q. R. Passey, K. Bohacs, W. L. Esch, R. Klimentidis, y S. Sinha. From oil-prone source rock to gas-producing shale reservoir-geologic and petrophysical characterization of unconventional shale gas reservoirs. En *International oil and gas conference and exhibition in China*. Society of Petroleum Engineers, 2010.
- [8] F. Javadpour. Nanopores and apparent permeability of gas flow in mudrocks (shales and siltstone). *Journal of Canadian Petroleum Technology*, 48(08):16–21, 2009.
- [9] M. Z. Mucci. *Curso básico de fractura hidráulica*. <http://petroleros.net>, 2005.
- [10] R. E Goodman. *Introduction to rock mechanics*, volume 2. Wiley New York, 1989.
- [11] B. S. Massey y J. Ward-Smith. *Mechanics of fluids*, volume 1. CRC Press, 1998.
- [12] <http://www.oilproduction.net>.
- [13] M. E Curtis, J. R. Ambrose, H. C. Sondergeld, y C. S. Rai. Investigating the microstructure of gas shales by fib/sem tomography & stem imaging. En *Presentation given at the Oklahoma Geological Survey workshop, Norman, Oklahoma*, volume 21, 2011.
- [14] D. Mader. *Hydraulic proppant fracturing and gravel packing*, volume 26. Elsevier, 1989.
- [15] A. Reinicke. *Mechanical and hydraulic aspects of rock-proppant systems: Laboratory experiments and modelling approaches*. PhD thesis, Potsdam, Univ., Diss., 2009, 2011.
- [16] D. Milton-Taylor, C. Stephenson, y M.I. Asgian. Factors affecting the stability of proppant in propped fractures: Results of a laboratory study. En *SPE Annual Technical Conference and Exhibition*. Society of Petroleum Engineers, 1992.

- [17] N. R. Warpinski. Stress amplification and arch dimensions in proppant beds deposited by waterfracs. En *SPE Hydraulic Fracturing Technology Conference*. Society of Petroleum Engineers, 2009.
- [18] C. N. Fredd, S. B. McConnell, C. L. Boney, y K. W. England. Experimental study of hydraulic fracture conductivity demonstrates the benefits of using proppants. En *SPE Rocky Mountain Regional/Low-Permeability Reservoirs Symposium and Exhibition*. Society of Petroleum Engineers, 2000.
- [19] L. J. Volk, C. J. Raible, H. B. Carroll, y J. S. Spears. Embedment of high strength proppant into low-permeability reservoir rock. En *SPE/DOE Low Permeability Gas Reservoirs Symposium*. Society of Petroleum Engineers, 1981.
- [20] T. Palisch, R. J. Duenckel, L. W. Bazan, J. H. Heidt, G. A. Turk, et al. Determining realistic fracture conductivity and understanding its impact on well performance-theory and field examples. En *SPE Hydraulic Fracturing Technology Conference*. Society of Petroleum Engineers, 2007.
- [21] C. Montgomery. Fracturing fluids. En *Effective and Sustainable Hydraulic Fracturing*. InTech, 2013.
- [22] R. P. Chhabra y J. F. Richardson. *Non-Newtonian flow in the process industries: Fundamentals and engineering applications*. Butterworth-Heinemann, 1999.
- [23] F. Holland y R. Bragg. *Fluid Flow for Chemical and Process Engineers*. Butterworth-Heinemann, 1995.
- [24] D. V. Boger. A highly elastic constant-viscosity fluid. *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, 3(1):87–91, 1977.
- [25] API RP 13M. *API Recommended Practice for the Measurement of Viscous Properties of Completion Fluids*. American Petroleum Institute, 2010.
- [26] M. R. Gillard, O. Medvedev, P. R. Hosein, A. Medvedev, F. Peñacorada, y E. d’Huteau. A new approach to generating fracture conductivity. En *SPE Annual Technical Conference and Exhibition*. Society of Petroleum Engineers, 2010.
- [27] API RP 19C. *API Recommended Practice for Measurement of Proppants Used in Hydraulic Fracturing and Gravel-packing Operations*. American Petroleum Institute, 2016.
- [28] M. I. Asgian, P. A. Cundall, y B. H. G. Brady. The mechanical stability of propped hydraulic fractures: A numerical study. *Journal of Petroleum Technology*, 47(03):203–208, 1995.
- [29] API RP 61. *API Recommended Practices for Evaluating Short Term Proppant Pack Conductivity*. American Petroleum Institute, 1989.
- [30] K. Tsai, E. Fonseca, E.d. Lake, y S. Degaleesan. Advanced computational modeling of proppant settling in water fractures for shale gas production. *SPE Journal*, 18(01):50–56, 2012.
- [31] S. Malhotra, E. R. Lehman, M. M. Sharma, et al. Proppant placement using alternate-slug fracturing. *SPE Journal*, 19(05):974–985, 2014.

- [32] E. J. Novotny. Proppant transport. En *SPE Annual Fall Technical Conference and Exhibition*. Society of Petroleum Engineers, 1977.
- [33] F. B. Soepyan, S. Cremaschi, C. Sarica, H. J. Subramani, y G. E. Kouba. Solids transport models comparison and fine-tuning for horizontal, low concentration flow in single-phase carrier fluid. *AIChE Journal*, 60(1):76–122, 2014.
- [34] J. D. McLennan, S.J. Green, y M. Bai. Proppant placement during tight gas shale stimulation: literature review and speculation. En *The 42nd US Rock Mechanics Symposium (USRMS)*. American Rock Mechanics Association, 2008.
- [35] L. R. Kern, T. K. Perkins, y R. E. Wyant. The mechanics of sand movement in fracturing. *Journal of Petroleum Technology*, 11(07):55–57, 1959.
- [36] A. A. Osiptsov. Fluid mechanics of hydraulic fracturing: a review. *Journal of Petroleum Science and Engineering*, 156:513–535, 2017.
- [37] R. Sahai, J. L. Miskimins, y K. E. Olson. Laboratory results of proppant transport in complex fracture systems. En *SPE Hydraulic Fracturing Technology Conference*. Society of Petroleum Engineers, 2014.
- [38] J. Wang, D. Joseph, N. A. Patankar, M. Conway, y R. D. Barree. Bi-power law correlations for sediment transport in pressure driven channel flows. *International Journal of Multiphase Flow*, 29(3):475–494, 2003.
- [39] T. R. Woodworth y J. L. Miskimins. Extrapolation of laboratory proppant placement behavior to the field in slickwater fracturing applications. En *SPE Hydraulic Fracturing Technology Conference*. Society of Petroleum Engineers, 2007.
- [40] R. E. Babcock, C. L. Prokop, y R. O. Kehle. Distribution of propping agent in vertical fractures. En *Drilling and Production Practice*. American Petroleum Institute, 1967.
- [41] N. A. Patankar, D. D. Joseph, J. Wang, R. D. Barree, M. Conway, y M. Asadi. Power law correlations for sediment transport in pressure driven channel flows. *International Journal of Multiphase Flow*, 28(8):1269–1292, 2002.
- [42] R. D. Barree y M. W. Conway. Experimental and numerical modeling of convective proppant transport. En *SPE Annual Technical Conference and Exhibition*. Society of Petroleum Engineers, 1994.
- [43] M. P. Cleary y A. Fonseca Jr. Proppant convection and encapsulation in hydraulic fracturing: Practical implications of computer and laboratory simulations. En *SPE Annual Technical Conference and Exhibition*. Society of Petroleum Engineers, 1992.
- [44] Y. Liu. *Settling and hydrodynamic retardation of proppants in hydraulic fractures*. PhD thesis, 2006.
- [45] H. D. Brannon, W. D. Wood, y R. S. Wheeler. Large-scale laboratory investigation of the effects of proppant and fracturing-fluid properties on transport. En *SPE Hydraulic Fracturing Technology Conference*, page 98005. Society of Petroleum Engineers, (2006).

- [46] M. Mack, J. Sun, y C. Khadilkar. Quantifying proppant transport in thin fluids – theory and experiments. En *Hydraulic Fracturing Technology Conference*, page 168637. Society of Petroleum Engineers, (2014).
- [47] W. L. McCabe y J. C. Smith. *Unit Operations of Chemical Engineering*. McGraw-Hill, New York, (1956).
- [48] D. A. Kadhim, A. Imqam, y S. Dunn-Norman. Ceramic proppant transport and placement in heterogeneous fracture systems. Unconventional Resources Technology Conference (URTEC), 2017.
- [49] M. E. Fernández, M. Baldini, L. A. Pugnaroni, M. Sánchez, A. R. Guzzetti, y C. M. Carlevaro. Proppant transport and settling in a narrow vertical wedge-shaped fracture. En *49th US Rock Mechanics/Geomechanics Symposium*. American Rock Mechanics Association, 2015.
- [50] A. C. Ortiz, D. E. Hryb, J. Ramirez Martínez, y R. A. Varela. Hydraulic fracture height estimation in an unconventional vertical well in the vaca muerta formation, neuquen basin, argentina. En *SPE Hydraulic Fracturing Technology Conference*. Society of Petroleum Engineers, 2016.
- [51] M. E. Fernández, M. Sánchez, y L. A. Pugnaroni. Proppant transport in a scaled vertical planar fracture: Vorticity and dune placement. *Journal of Petroleum Science and Engineering*, 2018.
- [52] C. Gruesbeck y R. E. Collins. Particle transport through perforations. *Society of Petroleum Engineers Journal*, 22(06):857–865, 1982.
- [53] Christian Ruyer-Quil. Inertial corrections to the darcy law in a hele–shaw cell. *Comptes Rendus de l'Académie des Sciences-Series IIB-Mechanics*, 329(5):337–342, 2001.
- [54] E. d'Huteau. *Curso de Fracturamiento Hidráulico*. YPF, 2014.
- [55] R. Fox. *Introduction to fluid mechanics*. Wiley, New York, (2004).
- [56] D. L. Benitez y D. A. Perea. Banco de pruebas para la medición de pérdidas de carga en punzados y tortuosidad, y para la visualización del transporte del agente de sostén. Master's thesis, Universidad Nacional del Comahue, Facultad de Ingeniería, Neuquén, Argentina, (2009).
- [57] J. R. Adrian. Scattering particle characteristics and their effect on pulsed laser measurements of fluid flow: speckle velocimetry vs particle image velocimetry. *Applied optics*, 23(11):1690–1691, 1984.
- [58] J. R. Adrian. Particle-imaging techniques for experimental fluid mechanics. *Annual review of fluid mechanics*, 23(1):261–304, 1991.
- [59] C. D. Meinhart, S. T. Wereley, y J. G. Santiago. A piv algorithm for estimating time-averaged velocity fields. *Journal of Fluids engineering*, 122(2):285–289, 2000.
- [60] F. Scarano. Iterative image deformation methods in piv. *Measurement science and technology*, 13(1):R1, 2001.

- [61] J. Westerweel. On velocity gradients in piv interrogation. *Experiments in Fluids*, 44(5):831–842, 2008.
- [62] R. De Kat y B.W. Van Oudheusden. Instantaneous planar pressure determination from piv in turbulent flow. *Experiments in fluids*, 52(5):1089–1106, 2012.
- [63] J. G. Santiago, S. T. Wereley, C. D. Meinhart, D.J. Beebe, y R. J Adrian. A particle image velocimetry system for microfluidics. *Experiments in fluids*, 25(4):316–319, 1998.
- [64] C. D. Meinhart, S. T. Wereley, y J. G. Santiago. Piv measurements of a microchannel flow. *Experiments in fluids*, 27(5):414–419, 1999.
- [65] C. Willert. Stereoscopic digital particle image velocimetry for application in wind tunnel flows. *Measurement science and technology*, 8(12):1465, 1997.
- [66] H. Björn, C. W. H. van Doorne, J. Westerweel, F. T. M. Nieuwstadt, H. Faisst, B. Eckhardt, H. Wedin, R. R. Kerswell, y F. Waleffe. Experimental observation of nonlinear traveling waves in turbulent pipe flow. *Science*, 305(5690):1594–1598, 2004.
- [67] D. J. White, W. A. Take, y M. D. Bolton. Soil deformation measurement using particle image velocimetry (piv) and photogrammetry. *Geotechnique*, 53(7):619–631, 2003.
- [68] B. Pan, K. Qian, H. Xie, y A. Asundi. Two-dimensional digital image correlation for in-plane displacement and strain measurement: a review. *Measurement science and technology*, 20(6):062001, 2009.
- [69] F. M. Ulissi. Estudio del perfil de velocidades y variables que gobiernan los flujos en silos y tolvas de configuraciones varias. tesis grado, facultad de ingeniería, universidad de buenos aires, 2008.
- [70] W. Thielicke y E. Stamhuis. Pivlab—towards user-friendly, affordable and accurate digital particle image velocimetry in matlab. *Journal of Open Research Software*, 2(1), 2014.
- [71] <http://pivlab.blogspot.com>.
- [72] H. Huang, D. Dabiri, y M. Gharib. On errors of digital particle image velocimetry. *Measurement Science and Technology*, 8(12):1427, 1997.
- [73] M. Baldini, C. M. Carlevaro, L. A. Pugnaroni, y M. Sánchez. Numerical simulation of proppant transport in a planar fracture. a study of perforation placement and injection strategy. *International Journal of Multiphase Flow*, 2018.